

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

**Análise Modal Aplicada à
Estabilidade de Tensão com a
Inclusão de Modelos Dinâmicos de Cargas**

Dissertação submetida como parte dos requisitos para a
obtenção do grau de Mestre em Engenharia Elétrica '

André Arthur Perleberg Lerm

Florianópolis, maio de 1995.

ANÁLISE MODAL APLICADA À ESTABILIDADE DE TENSÃO COM A INCLUSÃO DE MODELOS DINÂMICOS DE CARGA

André Arthur Perleberg Lerm

' Esta dissertação foi julgada para a obtenção do Título de


**Mestre em Engenharia Elétrica,
Área de Concentração em Sistemas de Potência,**

e aprovada em sua forma final pelo Curso de Pós-Graduação '



Prof. Aguinaldo Silveira e Silva, Ph.D.

Orientador



Prof. Enio Valmor Kassick, Dr. Ing.

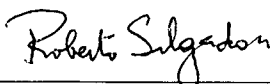
Coordenador do Curso

Banca Examinadora



Prof. Aguinaldo Silveira e Silva, Ph.D. - Presidente

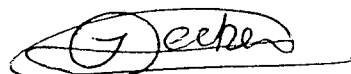
Orientador




Prof. Roberto de Souza Salgado, Ph.D.



Prof. Hans Helmut Zürn, Ph.D.



Prof. Ildemar Cassana Decker, D.Sc.



Prof. Vivaldo Fernando da Costa, Dr. Eng.

Dedicada à minha esposa Hilda Rosane e aos meus
filhos Rafael Andréas e Beatriz pelo amor, dedicação
e compreensão durante as longas horas de ausência
na elaboração deste trabalho.

Aos meus pais Eloy e Ruthe pelo exemplo de
vida e por proporcionarem as condições para
que aqui chegasse.

À Deus, única fonte de Vida,
sem O qual nada seria.

Agradecimentos

Ao Professor Aguinaldo Silveira e Silva, pelas horas de dedicação e orientação, imprescindíveis à conclusão deste trabalho.

A todos os Professores do Curso de Engenharia Elétrica da UFSC que transmitiram os seus conhecimentos, especialmente: aos Professores Hans, Ildemar, Salgado e Simões.

À Professora Circe Siqueira Cunha, Vice-Reitora Acadêmica da UCPel, pela incansável preocupação com a qualificação do Corpo Docente.

À Coordenação do Curso de Eletrotécnica da ETFPel, pelo apoio à realização do Curso de Mestrado.

Aos colegas professores dos Cursos de Engenharia Elétrica da UCPel e de Eletrotécnica da ETFPel, por suprirem as horas de meu afastamento no decorrer do Curso de Mestrado.

Aos colegas Silvia, Ruth, Gilmar e Flávio, pelo companheirismo e incentivo nas horas difíceis.

Aos secretários Carmen e Wilson, pela presteza e auxílio necessários.

À CAPES, pelo apoio financeiro.

A todos que, de uma forma ou outra, contribuíram para que este trabalho fosse realizado.

Resumo

O fenômeno da instabilidade de tensão em sistemas elétricos de potência tornou-se, recentemente, um assunto com relevância destacada na literatura, sendo objeto de análise com diversos tipos de abordagens, entre estáticos e dinâmicos.

Este trabalho aborda o assunto da estabilidade de tensão através da metodologia dinâmica, baseada na análise modal da matriz de estados do sistema. A análise dos autovalores da matriz de estados permite avaliar a condição de operação dinâmica estável, ou não, do sistema, sob condições estipuladas. O uso dos fatores de participação, por sua vez, permite a identificação das variáveis de estado com maior influência nos possíveis modos instáveis. O trabalho indica, ainda, um índice de estabilidade medido em termos da demanda máxima que pode ser acrescentada ao sistema sem que este saia da condição de operação estável.

Embora a análise modal da estabilidade de tensão já tenha sido indicada em outros trabalhos na literatura, a maior contribuição da presente dissertação encontra-se na inclusão do comportamento dinâmico da carga, inédita neste tipo de abordagem. O trabalho indica, neste sentido, os modelos de carga, entre estáticos e dinâmicos, que, segundo o autor, são os mais importantes dentre os apresentados na literatura.

Várias simulações são efetuadas em dois diferentes sistemas, envolvendo diversos modelos de carga. Os resultados obtidos ressaltam a importância de uma modelagem realista da carga nos estudos de estabilidade de tensão. Através destes, ainda, a análise modal demonstra ser um método eficiente na determinação da estabilidade dinâmica de tensão em um sistema elétrico de potência.

Abstract

Voltage instability in power systems has raised great interest among researchers in recent years. Several approaches, including static and dynamic analysis, have been published as a consequence.

This work presents a dynamic approach based on modal analysis of the system matrix. The eigenvalues of the system matrix determine the steady state stability of the system operating point. The application of participation factors identifies the state variables that have most influence on the unstable modes. The work presents also a stability index as a measure of additional system load growth which can be sustained without loss of stability.

So far the system load model has considered the static component of the load only. This work takes into account both the static and dynamic characteristics of the load.

Test results on two different systems and various load models are presented. It has been concluded that the load modeling plays an important role for a more realistic voltage stability study. Yet modal analysis is an efficient method for voltage steady state stability study.

Sumário

Agradecimentos	vi
Resumo	vii
Abstract	viii
Nomenclatura	xiii
1 Introdução	1
2 A Estabilidade de Tensão	5
2.1 Introdução	5
2.2 Definições Preliminares	5
2.3 O Mecanismo da Instabilidade de Tensão	6
2.4 Métodos de Análise	7
2.4.1 Abordagem Estática	8
2.4.1.1 Múltiplas Soluções	9
2.4.1.2 Sensibilidade	10
2.4.1.3 Mínimo Valor Singular	10
2.4.1.4 Autovalores	13
2.4.1.5 Otimização	13
2.4.2 Abordagem Dinâmica	13

2.4.2.1	Análise Modal	13
2.4.2.2	Simulação no Tempo	14
2.5	Conclusão	15
3	Análise Modal da Estabilidade de Tensão	17
3.1	Introdução	17
3.2	Considerações Iniciais	17
3.3	Formação do Jacobiano	18
3.4	Autovalores e Fatores de Participação	21
3.5	Índice de Estabilidade	24
3.6	Vantagens e Limitações	25
3.7	Conclusão	27
4	Modelagem da Carga	28
4.1	Introdução	28
4.2	O Processo da Modelagem da Carga	29
4.3	Conexão da Carga à Rede	31
4.4	Modelos Estáticos	32
4.4.1	Modelo Polinomial	32
4.4.2	Modelo Exponencial	33
4.5	Modelos Dinâmicos	34
4.5.1	Modelos de Motor de Indução	35
4.5.1.1	Modelo de Quinta Ordem	35
4.5.1.2	Modelo de Terceira Ordem	37
4.5.2	Modelos Baseados em Funções de Transferência Genéricas	39
4.5.2.1	Modelo de Primeira Ordem	40
4.5.2.2	Modelo de Segunda Ordem	42
4.5.2.3	Modelo de Terceira Ordem	44
4.5.3	Modelos de Primeira Ordem Adaptados	46

4.5.3.1	Modelo de Hill	47
4.5.3.2	Modelo de Mansour	49
4.6	Conclusão	51
5	Resultados de Simulações	53
5.1	Introdução	53
5.2	Sistema de 2 Barras	54
5.2.1	Cargas Estáticas	55
5.2.2	Cargas Dinâmicas (Motores de Indução de 500 HP)	58
5.2.3	Cargas Dinâmicas (Motores de Indução de 50 HP)	62
5.2.4	Cargas Dinâmicas (Motores de Indução versus Modelos Agregados)	64
5.2.5	Operação na Parte Inferior da Curva PV	67
5.2.6	Comparação entre Análises Modal e Estática	69
5.3	Sistema de 9 Barras	70
5.3.1	Cargas Estáticas	71
5.3.2	Cargas Dinâmicas (Cargas Compostas versus Modelos Agregados)	73
5.3.3	Cargas Dinâmicas (Influência de Parâmetros - I)	76
5.3.4	Cargas Dinâmicas (Influência de Parâmetros - II)	81
5.3.5	Análise de Operação Pós-Contingência	83
5.3.6	Comparação entre Análises Modal e Estática	84
5.4	Conclusões	85
6	Conclusões	88
	Bibliografia	91
	Apêndice A - Modelagem de Geradores, Reguladores de Tensão e Rede Elétrica	97
A.1	Modelagem de Geradores	97
A.1.1	Modelo 1- Modelo Clássico	97

A.1.2	Modelo 2- Máquina de Pólos Salientes sem Enrolamentos Amortecedores	98
A.1.3	Modelo 3- Máquina de Rotor Liso sem Enrolamentos Amortecedores	99
A.1.4	Modelo 4- Máquina de Pólos Salientes com Enrolamentos Amortecedores	99
A.1.5	Modelo 2- Máquina de Rotor Liso com Enrolamentos Amortecedores	100
A.2	Modelagem de Reguladores Automáticos de Tensão	101
A.2.1	Regulador de Tensão Modelo DC1 (IEEE)	102
A.2.2	Regulador de Tensão Modelo ST1 (IEEE)	103
A.2.3	Regulador de Tensão Modelo Simplificado	103
A.3	Modelagem da Rede Elétrica	104
Apêndice B - Considerações Adicionais aos Modelos de Cargas		105
B.1	Identificação de Parâmetros dos Modelos Estáticos	105
B.2	Identificação de Parâmetros dos Modelos Dinâmicos Baseados em Funções de Transferência Genéricas	107
B.3	Identificação de Parâmetros dos Modelos de Primeira Ordem Adaptados	109
B.3.1	Modelo de Hill	109
B.3.2	Modelo de Mansour	110
B.4	Determinação de Modelos Estáticos Equivalentes dos Motores de Indução	112
B.5	Determinação de Modelos Dinâmicos Equivalentes dos Motores de Indução	114
B.6	Agregação de Motores de Indução	115
Apêndice C - Dados Utilizados nas Simulações		117
C.1	Sistema de Duas Barras	117
C.2	Sistema de Nove Barras	119
Apêndice D - Descrição do Software AMET		121

Nomenclatura

Simbologia

\bar{V}, \bar{I}	: Tensões e correntes com representação fasorial, em p.u.
R, X, Z	: Resistência, reatância e impedância, em p.u.
G, B, Y	: Condutância, susceptância e admitância, em p.u.
P, Q	: Potências ativa e reativa, em p.u.
ψ	: Enlace de fluxo por segundo, em p.u.
f	: Frequência de operação do sistema, em Hz.
ω_{ref}	: Velocidade angular de referência do sistema, em rad/s.
ω_r	: Velocidade angular do rotor do motor de indução, em rad/s.
ω_s	: Velocidade angular síncrona do motor de indução, em rad/s.
T_e	: Torque eletromagnético do motor de indução, em p.u.
T_m	: Torque resistente da carga mecânica do motor de indução, em p.u.
H	: Inércia do conjunto motor-carga mecânica ou gerador-máquina primária, em s.
R_s	: Resistência do estator do motor de indução por fase, em p.u.
R_r	: Resistência do rotor do motor de indução por fase, referida ao estator, em p.u.
X_s	: Reatância do estator do motor de indução por fase, em p.u.
X_r	: Reatância do rotor do motor de indução por fase, referida ao estator, em p.u.
X_m	: Reatância de magnetização do motor de indução por fase, em p.u.
E'	: Tensão transitória do estator do motor de indução, em p.u.
X'	: Reatância transitória do estator do motor de indução, em p.u.

- T'_o : Constante de tempo do rotor a circuito aberto do motor de indução, em s.
- X_o : Reatância a circuito aberto do motor de indução, em p.u.
- s : Escorregamento do motor de indução, em decimal.
- a_p, b_p, c_p : Parâmetros do modelo estático polinomial da potência ativa, relativos aos termos de potência, corrente e impedância constantes, respectivamente, em p.u.
- a_q, b_q, c_q : Parâmetros do modelo estático polinomial da potência ativa, relativos aos termos de potência, corrente e impedância constantes, respectivamente, em p.u.
- p_v, q_v : Parâmetros do modelo estático exponencial da potência ativa e reativa, respectivamente, em p.u.
- K_{pv}, K_{qv} : Ganhos em regime permanente dos modelos dinâmicos baseados em funções de transferência genéricas para as potências ativa e reativa, respectivamente, em p.u.
- T_{1p}, \dots, T_{6p} : Constantes de tempo dos modelos dinâmicos baseados em funções de transferência genéricas para a potência ativa, em s.
- T_{1q}, \dots, T_{6q} : Constantes de tempo dos modelos dinâmicos baseados em funções de transferência genéricas para a potência reativa, em s.
- x_1, x_2, x_3 : Variáveis de estado dos modelos dinâmicos baseados em funções de transferência genéricas para a potência ativa, em p.u.
- y_1, y_2, y_3 : Variáveis de estado dos modelos dinâmicos baseados em funções de transferência genéricas para a potência reativa, em p.u.
- x, y : Variáveis de estado dos modelos de primeira ordem adaptados, segundo Hill e Mansour, em p.u.
- T_p : Constante de tempo dos modelos de primeira ordem adaptados, segundo Hill e Mansour, em s.
- $P_s(V)$: Função estática da potência ativa para o modelo de Hill, em p.u.
- $K_p(V)$: Função dinâmica da potência ativa para o modelo de Hill, em p.u.
- $P_t(V)$: Componente transitória da potência ativa para o modelo de carga de Mansour, em p.u.
- $P_s(V)$: Componente de regime permanente da potência ativa para o modelo de carga de Mansour, em p.u.

R_a	: Resistência do estator da máquina síncrona, em p.u.
δ	: Ângulo interno da máquina síncrona, em p.u.
X_d, X_q	: Reatâncias síncronas dos eixos d e q da máquina síncrona, em p.u.
X'_d, X'_q	: Reatâncias síncronas transitórias dos eixos d e q da máquina síncrona, em p.u.
X''_d, X''_q	: Reatâncias síncronas subtransitórias dos eixos d e q da máquina síncrona, em p.u.
τ'_{do}, τ'_{qo}	: Constantes de tempo transitórias dos eixos d e q da máquina síncrona, em seg.
τ''_{do}, τ''_{qo}	: Constantes de tempo subtransitórias dos eixos d e q da máquina síncrona, em seg.
E'_d, E'_q	: Tensões internas transitórias dos eixos d e q da máquina síncrona, em p.u.
E''_d, E''_q	: Tensões internas subtransitórias dos eixos d e q da máquina síncrona, em p.u.
I_d, I_q	: Correntes internas subtransitórias dos eixos d e q da máquina síncrona, em p.u.
E_{fd}	: Tensão de campo da máquina síncrona, em p.u.
V_{ref}	: Tensão de referência, em p.u.
V_{err}	: Tensão de erro, em p.u.
V_F	: Tensão do bloco em derivação do RAT, em p.u.
K_a, T_a	: Ganho e constante de tempo do bloco em série do RAT, em p.u. e s.
K_f, T_f	: Ganho e constante de tempo do bloco em derivação do RAT, em p.u. e s.
λ	: Matriz diagonal dos autovalores.
U, V	: Autovetores à direita e à esquerda, relativos aos autovalores.
Σ	: Matriz diagonal dos valores singulares.
W, X	: Autovetores à esquerda e à direita, relativos aos valores singulares.

Subscrito s indica variável do estator do motor de indução.

Subscrito r indica variável do rotor do motor de indução.

Variáveis em **negrito** indicam matrizes ou vetores.

Operadores

s	: Operador de Laplace.
∂	: indica derivada parcial.
d	: indica derivada total.
\bullet	
x	: indica derivada da variável x em relação ao tempo.
Δ	: indica variação incremental de uma grandeza.
$()^T$: indica transposta de uma matriz.
$()^{-1}$: indica inversa de uma matriz.

Abreviaturas

RAT	: Regulador Automático de Tensão.
RAV	: Regulador Automático de Velocidade.
LTC	: "Load Tap Changer".
FACTS	: "Flexible AC Transmission Systems".
CC	: Corrente Contínua.
CA	: Corrente Alternada.

Capítulo 1

Introdução

Dada a necessidade de fornecimento de energia elétrica com adequados graus de qualidade e confiabilidade, a estabilidade de tensão de sistemas elétricos de potência tornou-se, nos últimos anos, um dos assuntos de maior interesse e preocupação por parte da indústria da energia elétrica, a nível mundial.

O problema de blecaute de um sistema elétrico até recentemente foi associado exclusivamente com o problema de estabilidade transitória angular dos geradores conectados ao mesmo. Recentemente, no entanto, começou a haver uma diferenciação entre a estabilidade de ângulo e a de tensão. Embora possam estar associados, diversas experiências já foram relatadas em que o problema de estabilidade de tensão tenha sido verificado isoladamente. Citam-se os casos ocorridos na França (1978 e 1987), Bélgica (1982), Suécia (1983), USA (1985), Tchecoslováquia (1985) e Japão (1987) [2].

A ocorrência da instabilidade e colapso de tensão é cada vez maior dadas as condições "estressadas"¹ [43] de operação dos sistemas elétricos, como resultado de incrementos cada vez maiores nos valores de demanda das cargas sem os necessários investimentos na geração e/ou transmissão de energia elétrica. No Brasil, em particular, a atual iminência de crescimento econômico, com o inevitável aumento no consumo de energia elétrica, aliado à falta de investimentos no setor, poderá fazer com que este problema se torne ainda mais evidente.

¹A tradução literal foi efetuada para manter o sentido original do inglês.

A concepção da estabilidade de tensão está ligada à habilidade que um sistema elétrico de potência possui em manter as tensões em níveis aceitáveis, em todas as suas barras, sob condições normais e após estar sujeito a contingências. Um sistema entra em estado de instabilidade de tensão quando uma contingência ou sobrecarga em determinada barra causa um progressivo e incontrolável declínio na tensão de uma ou mais barras do sistema.

A causa fundamental da instabilidade de tensão é identificada como sendo a incapacidade do sistema de geração e transmissão de manter um determinado perfil de demanda nos pontos de carga, nas formas de potência ativa e reativa [23]. Como decorrência, verifica-se um decréscimo nas magnitudes das tensões nas barras mais sensíveis devido à perda das reservas de potência reativa na rede. A instabilidade de tensão é observada mais intensamente em sistemas fortemente carregados, especialmente quando incluem linhas de transmissão longas. Em [27] tem-se a compilação dos fatores mais importantes identificados até o momento no mecanismo da instabilidade de tensão:

- sistemas de potência "estressados", isto é, cargas com elevado valor de potência ativa e reativa devido a demandas elevadas e/ou a transformadores ou linhas de transmissão desconectados;
- fontes de potência reativa de resposta rápida inadequadas, como em final de redes radiais, devido à ação limitadora de corrente nos geradores, o que não permite que haja sobreexcitação por curtos períodos de tempo para manter níveis de tensão aceitáveis;
- características das cargas em níveis baixos de tensão diferentes daquelas utilizadas em estudos de estabilidade transitória angular, e de fundamental importância no mecanismo da estabilidade de tensão;
- atuação dos LTC's, muitas vezes mascarando o problema de tensão, dada a existência de tensões com valores aceitáveis no lado da carga, mas críticos a nível de transmissão;
- imprevista e/ou indesejada operação de relés que pode ocorrer durante as condições em que há queda de tensão, podendo originar um colapso de tensão pela perda de algum equipamento em uma área com geração importante, decisiva na manutenção dos níveis de tensão do sistema.

Por tratar-se de assunto relativamente recente, ainda não foi encontrado na literatura um elemento agregador, que explique com clareza o fenômeno da instabilidade de tensão. Torna-se necessário, desta forma, compreender o mecanismo do colapso de tensão, a fim de que medidas preventivas e corretivas sejam tomadas para que o fenômeno seja evitado.

A estabilidade de tensão pode ser abordada do ponto de vista estático ou dinâmico, dependendo do objetivo a que se propõe a análise. A abordagem estática baseia-se fundamentalmente nos modelos de fluxo de potência, exigindo pouca modelagem do sistema e dos elementos conectados ao mesmo. Por sua vez, a abordagem dinâmica pode ser efetuada através da simulação não-linear no tempo ou através da análise modal. Nestas, a precisão dos resultados será tanto maior quanto maior for o grau de detalhamento dos componentes do sistema.

Este trabalho visa analisar a estabilidade de tensão com o enfoque dinâmico, baseado na análise modal do sistema. A maior contribuição desta dissertação, no entanto, encontra-se na inclusão do comportamento dinâmico da carga, procedimento inédito na análise modal da estabilidade de tensão. Objetiva-se comparar esta metodologia dinâmica com a estática baseada na matriz Jacobiana do fluxo de potência via mínimos valores singulares. Da mesma forma, o trabalho pretende analisar a influência da modelagem dinâmica da carga na estabilidade de tensão, além de efetuar uma comparação entre as metodologias de composição e de agregação de carga. O trabalho objetiva, ainda, analisar alguns fatores que contribuem para o surgimento da instabilidade de tensão.

A organização do presente trabalho é apresentada a seguir.

No capítulo 2 são indicadas, inicialmente, definições básicas, úteis à compreensão do fenômeno da estabilidade de tensão. Apresenta-se o mecanismo da estabilidade de tensão, com um resumo das abordagens estáticas e dinâmicas usadas para estudar o fenômeno.

O capítulo 3 apresenta os fundamentos da análise modal e sua aplicação ao estudo da estabilidade de tensão. Neste sentido, indica-se a metodologia de formação da matriz jacobiana não-reduzida e de sua redução, além do uso dos autovalores e fatores de participação na identificação do problema da estabilidade de tensão. Este capítulo apresenta,

ainda, um índice de estabilidade, potencialmente útil à análise da operação em tempo real do sistema, bem como aos estudos de planejamento do mesmo.

No capítulo 4 são apresentados os modelos de cargas estáticos e dinâmicos. Além dos modelos estáticos, com as formulações polinomial e exponencial, e dinâmico baseado no motor de indução, habitualmente utilizados em estudos de estabilidade angular, são indicados os modelos dinâmicos propostos recentemente na literatura por Hill [43], Mansour [45] e Lin [44].

O capítulo 5 indica os resultados de simulações nos sistemas de duas e nove barras [23] [34], bem como um comentário a respeito dos mesmos, objetivando analisar a influência da modelagem da carga na análise modal da estabilidade de tensão.

No capítulo 6 são apresentadas as conclusões gerais do trabalho, bem como sugestões para trabalhos futuros na área de estabilidade de tensão.

Dado que a modelagem da rede, bem como de geradores e seus reguladores de tensão, é relativamente difundida no âmbito acadêmico, suas apresentações são feitas no apêndice A.

No apêndice B são apresentadas algumas considerações relativas aos modelos de cargas, no que se refere à identificação dos parâmetros destes e aos procedimentos adotados pelo presente trabalho na agregação dos motores de indução.

O apêndice C fornece os dados utilizados nas simulações, relativos aos sistemas de duas e nove barras.

No apêndice D encontra-se uma descrição do programa AMET, desenvolvido como ferramenta computacional para a análise modal da estabilidade de tensão.

Capítulo 2

A Estabilidade de Tensão

2.1 Introdução

Neste capítulo são apresentadas inicialmente algumas definições básicas, úteis à compreensão do fenômeno da estabilidade de tensão. Com o objetivo de elucidar o mecanismo da estabilidade de tensão é apresentado um cenário típico do colapso de tensão. Após, apresenta-se um resumo das abordagens mais empregadas no estudo da estabilidade de tensão, dos pontos de vista estático e dinâmico.

2.2 Definições Preliminares

Por tratar-se de assunto relativamente recente, ainda não foi encontrado na literatura um elemento agregador, que explique com clareza o fenômeno da instabilidade de tensão. Existem vários pontos de vista por parte de autores, sendo comum a confusão no emprego de termos como instabilidade e colapso de tensão. Por esta razão torna-se importante compilar as definições que, de acordo com o autor, sejam as melhores elaboradas até o momento. Seguem as definições elaboradas pelo CIGRÈ [2], baseadas nos trabalhos do IEEE [1] e Hill [27].

Definição 2.1. *Um sistema de potência em um dado ponto de operação é estável em tensão a pequenas perturbações se, devido a qualquer pequena perturbação, as tensões próximas às cargas são idênticas ou retornam a seus valores pré-distúrbio.*

Definição 2.2. *Um sistema de potência em um dado ponto de operação é estável em tensão se, sujeito a uma perturbação, suas tensões próximas às cargas atingem valores de equilíbrio pós-distúrbio.*

Definição 2.3. *A instabilidade de tensão é o oposto da estabilidade de tensão e resulta em progressivos decréscimos (ou acréscimos) de tensão.*

Definição 2.4. *Após uma instabilidade de tensão, um sistema de potência sofre um colapso de tensão se as tensões de equilíbrio pós-distúrbio próximas às cargas atingem valores fora dos limites aceitáveis.*

Todas estas definições são utilizadas com frequência no presente trabalho, sendo imprescindíveis na análise do mecanismo da estabilidade de tensão, tratado a seguir.

2.3 O Mecanismo da Estabilidade de Tensão

A concepção da estabilidade de tensão está ligada à habilidade que um sistema elétrico de potência possui em manter as magnitudes das tensões aceitáveis em todas as barras do mesmo sob condições normais e após estar sujeito a um distúrbio. O fenômeno do colapso de tensão, que pode ocorrer em um período de tempo que varia de alguns segundos a algumas dezenas de minutos [2], possui um mecanismo essencialmente dinâmico [2] [23] [24] [26] [27] [28].

Para exemplificar o mecanismo dinâmico da estabilidade de tensão toma-se um sistema de potência operando em condições não satisfatórias de segurança preventiva [28] para a estabilidade de tensão. Supõe-se que este sistema experimente uma perda de geração de

potência reativa (gerador síncrono, compensador estático, linhas de interconexão, entre outros) ou sofra um aumento inesperado na carga. Uma queda de tensão irá ocorrer, levando a um aumento na geração de reativos nas unidades geradoras restantes através da ação dos seus reguladores de tensão. Se a reserva local de reativos é insuficiente, algumas unidades começarão a operar sob condições de limitação da corrente do rotor, levando à ação de redução da resposta dos RATs e ao aumento de potência reativa de unidades mais distantes, após um período de aproximadamente um minuto.

Durante este tempo, os transformadores controladores automáticos de distribuição operam no sentido de restaurar a tensão nos pontos de carga e, desta forma, contribuem para um aumento na demanda, ativa e reativa, agravando a situação. A queda na tensão deverá aumentar e propagar-se, levando à outras unidades geradoras operarem em condições de limitação por sobrecorrente rotórica. Estas tensões baixas podem levar ao aumento de escorregamento e consumo de reativos dos motores de indução, à saída de operação de unidades geradoras por proteção dos auxiliares por subtensão, à perda de sincronismo de unidades devido ao aumento no ângulo interno, à saída de operação de elos CC devido à sobrecorrente e à impedância mínima, e assim por diante. Pode-se perceber um efeito cascata levando a um colapso de tensão em uma região maior ou menor, caracterizando os colapsos totais ou locais, respectivamente.

Neste período, naturalmente, os operadores podem atuar no sentido de contornar a situação através de medidas adequadas, como chaveamentos de capacitores e cortes de cargas. Da mesma forma, medidas preventivas como corte de cargas por subtensão, bloqueio de LTCs, entre outras, podem evitar o colapso de tensão.

2.4 Métodos de Análise

O item 2.3 enfatizou a natureza dinâmica do efeito da instabilidade e colapso de tensão. Os métodos dinâmicos para abordagem da estabilidade de tensão tornam-se, desta forma, os indicados para uma análise mais realista do fenômeno. Apesar disto, os primeiros

estudos realizados sobre o assunto tiveram um enfoque estático [4] [7] [9] [10] [11] [12] [13] [14] [15] [16] [19], sendo ainda utilizados por razões descritas nos itens a seguir.

2.4.1 Abordagem Estática

A metodologia utilizada por quase todos os métodos estáticos baseia-se nas informações obtidas via estudo de fluxo de potência. Dadas as peculiaridades da análise estática, as quais são abordadas nos subitens a seguir, esta é capaz de fornecer medidas práticas da proximidade da instabilidade de tensão, além de indicar claramente as áreas que potencialmente possuem problemas de estabilidade de tensão. Desta forma, é a mais indicada quando o objetivo do estudo é o estabelecimento de medidas corretivas. Trata-se de uma metodologia que requer pouco conhecimento do sistema a ser analisado e menor tempo de CPU, fatos importantes na análise de um elevado número de condições e contingências.

O sistema com configuração básica indicado na figura 2.1 será utilizado para auxiliar a compreensão do assunto.

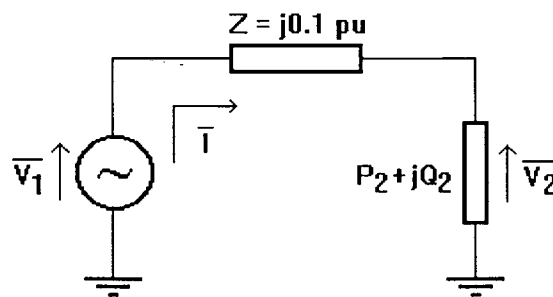


Figura 2.1. Sistema com configuração básica.

A figura 2.2 mostra, para o sistema indicado, a tensão na carga em função de sua potência ativa, considerando operação com fator de potência igual a 0,90 indutivo. Os pontos assinalados com (*) representam as situações de máxima transferência de potência e são os limites teóricos de operação da carga. Para sistemas com n barras, estes pontos correspondem àqueles onde ocorre a singularidade da matriz Jacobiana do fluxo de potência.

Nota-se que as curvas PV indicam a existência de dois valores possíveis de tensão para cada valor de potência, exceto na condição de máxima transferência de potência. Em uma condição de operação normal um operador poderá corrigir uma eventual situação de tensão baixa através do aumento de tensão V_1 . Entretanto, como indicado na figura 2.2, quando um sistema opera na parte inferior das curvas, um aumento de V_1 ocasiona uma queda em V_2 , claramente uma situação instável. Ressalta-se, ainda, que a operação do sistema com valores de tensão da parte inferior da curva PV é indesejável dada a absorção de uma corrente excessivamente elevada.

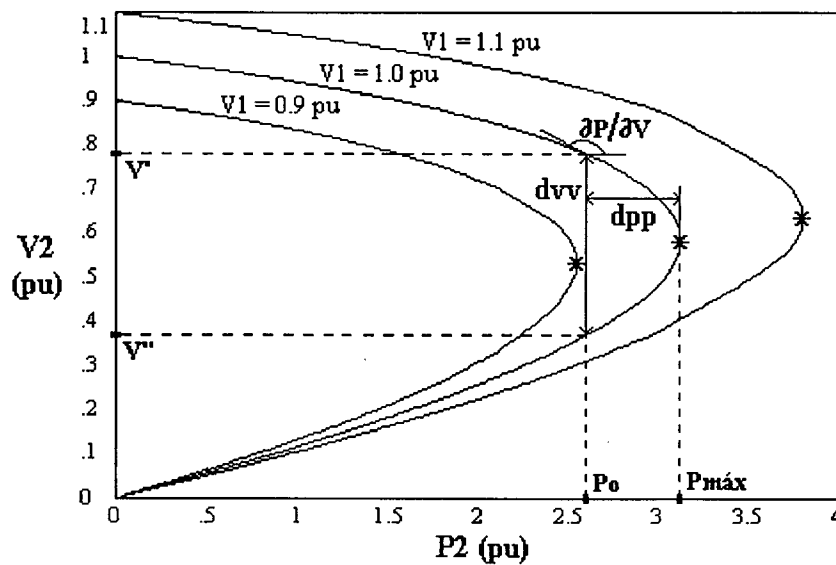


Figura 2.2. Característica PV da carga para diferentes valores de V_1 .

Mostra-se a seguir a classificação dos métodos estáticos, proposta por Lemos [48], com uma breve descrição do tipo de abordagem utilizada por estes. Em todos os casos relaciona-se a metodologia empregada com as características das curvas PV, contidas na figura 2.2.

2.4.1.1 Múltiplas Soluções

Este método procura determinar os pontos onde as equações não lineares da rede possuem múltiplas (duas) soluções. Geralmente utiliza-se o método de Newton em

coordenadas retangulares, considerado mais adequado para esta finalidade. Esses pontos caracterizam a vulnerabilidade do sistema a problemas de instabilidade de tensão. Objetiva-se determinar qual das soluções é estável, e qual o valor de tensão em torno da região de instabilidade que pode ser aceitável para a operação [9][10]. Este método utiliza como índice de proximidade da instabilidade a distância entre as partes inferior e superior da curva PV, $d_{vv} = V' - V''$. Exceto no ponto crítico, onde $d_{vv} = 0$, para cada valor de potência ativa corresponde um par de níveis de magnitude de tensão.

2.4.1.2 Sensibilidade

Esta abordagem é baseada na determinação de uma relação de sensibilidade entre as variáveis do sistema elétrico através das equações linearizadas do fluxo de potência para um certo intervalo de carga. Visa indicar quais dispositivos fornecedores de potência reativa estão no limite, e quais áreas estão sujeitas ao colapso por falta de suporte de reativos [12] [13] [14] [15]. O índice de proximidade da instabilidade pode ser exemplificado através da derivada $\partial P / \partial V$, a qual é nula no ponto crítico.

2.4.1.3 Mínimo Valor Singular

Por tratar-se de um método amplamente difundido [15] [16] [17] [18] [19] [27], sendo inclusive a primeira experiência do Grupo de Sistemas de Potência da UFSC na análise da estabilidade de tensão [48], o mesmo merece uma análise mais detalhada. Este detalhamento também é justificado pelo fato de que pretende-se comparar o desempenho deste método com o utilizado pelo presente trabalho.

Partindo-se do princípio de que para um determinado ponto de operação as equações algébricas do fluxo de potência podem ser linearizadas, tem-se

$$\begin{bmatrix} \Delta P \\ \Delta Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial P}{\partial \delta} & \frac{\partial P}{\partial V} \\ \frac{\partial Q}{\partial \delta} & \frac{\partial Q}{\partial V} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \delta \\ \Delta V \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} H & N \\ M & L \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \delta \\ \Delta V \end{bmatrix} \quad , \quad (2.1)$$

onde P e Q referem-se às equações das potências ativa e reativa, com as variáveis δ e V representando os ângulos e magnitudes das tensões nodais, respectivamente.

A matriz Jacobiana do fluxo de potência pode então ser escrita como

$$J = \begin{bmatrix} H & N \\ M & L \end{bmatrix} \quad (2.2)$$

a qual é composta por quatro submatrizes: H , N , M e L . Dado que existe um forte acoplamento entre as potências reativas e as magnitudes das tensões através da submatriz L , esta é a que produz maior interesse no estudo da estabilidade de tensão, por conter as derivadas das potências reativas em relação às magnitudes das tensões. Se ambas, injeções de potência ativa, ΔP , e variações angulares, $\Delta \delta$, são ignoradas, a equação (2.1) é expressa como

$$\Delta Q = L \Delta V \quad (2.3)$$

Mas, desde que o acoplamento entre injeções de potência reativa e variações angulares pode ser importante em estudos de sistemas "estressados", a matriz G , conforme indicado a seguir é introduzida e proposta para estudos estáticos da estabilidade de tensão. Para incrementos de potência ativa nulos, isto é, $\Delta P = 0$, a equação (2.1) pode ser reescrita como

$$\Delta Q = (L - MH^{-1}N)^{-1} \Delta V = G \Delta V \quad (2.4)$$

Considerando que os maiores desvios de tensão são devidos a problemas de potência reativa e não de potência ativa, a matriz G pode ser vista como potencialmente capaz de fornecer subsídios para o estudo da estabilidade de tensão.

O uso da técnica de mínimos valores singulares consiste em decompor uma dada matriz A , onde $A \in R^{n \times n}$, em

$$A = W \Sigma X^T = \sum_{i=1}^n \sigma_i w_i x_i^T, \quad (2.5)$$

onde W e X são matrizes ortonormais $n \times n$, os vetores singulares w_i e x_i são as colunas das matrizes W e X , respectivamente, e Σ é uma matriz diagonal com

$$\Sigma(A) = \text{diag}\{\sigma_i(A)\} \quad (2.6)$$

onde $\sigma_i \geq 0$ para todo i . Os elementos diagonais da matriz Σ são usualmente ordenados de tal forma que $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \dots \geq \sigma_n \geq 0$.

Aplicando esta técnica à matriz Jacobiana do fluxo de potência convencional, o seu mínimo valor singular, $\sigma_n(J)$, é a medida da distância à singularidade da mesma. Se o seu mínimo valor singular é nulo, a matriz é singular e a solução do fluxo de potência não pode ser obtida. A singularidade da matriz Jacobiana indica que não existe uma inversa para esta matriz. Isto pode ser interpretado como uma sensibilidade infinita para a solução do fluxo de potência a pequenas perturbações nos valores dos parâmetros. No ponto onde $\sigma_n(J)=0$ muitos ramos de equilíbrio podem surgir e o estudo do sistema apresentará uma mudança qualitativa na estrutura da solução devido a pequenas mudanças nos parâmetros. Este ponto é chamado de ponto de bifurcação estática [31].

Os trabalhos nesta área [18] [48], no entanto, concluem que o uso do mínimo valor singular de J torna-se difícil na análise da estabilidade de tensão dada a sua relação com problemas de estabilidade estática angular. Em decorrência, o seu valor mantém-se praticamente constante em um grande intervalo de aumento de carga, decaindo abruptamente quando o sistema está próximo do seu limite de carregamento. A matriz G demonstra ser a mais indicada por apresentar um mínimo valor singular com maior sensibilidade aos aumentos de carga.

Como dados complementares, o vetor singular esquerdo, w_n , está associado às variações de potência ativa e reativa do sistema, e indica qual destas variações tem maior efeito nas barras susceptíveis ao colapso de tensão. O vetor singular direito, x_n , por sua vez, indica quais variáveis, δ ou V , tem maior influência nas barras susceptíveis ao colapso.

O indicador da proximidade da instabilidade de tensão utilizado é a medida $dpp = P_{m\acute{a}x} - P_o$, conforme a figura 1.2, sendo que indicadores similares podem ser obtidos através da potência reativa, $Q_{m\acute{a}x} - Q_o$, ou aparente, $S_{m\acute{a}x} - S_o$.

2.4.1.4 Autovalores

Neste tipo de técnica procura-se associar um número específico de pequenos autovalores da matriz Jacobiana do fluxo de potência com modos da variação tensão/potência reativa. O objetivo é fornecer uma medida relativa da proximidade da instabilidade de tensão, sendo a análise efetuada geralmente em áreas sujeitas à esta instabilidade [20] [21]. As considerações efetuadas na abordagem de mínimos valores singulares, conforme item 2.4.1.3 podem ser aplicadas à análise modal.

2.4.1.5 Otimização

Este tipo de método procura identificar o ponto de bifurcação diretamente pela maximização da carga reativa que pode ser suprida pelo sistema sem que ocorra perda da estabilidade de tensão [13]. Também utiliza como índice de proximidade da instabilidade de tensão a diferença $dpp = P_{máx} - P_o$.

2.4.2 Abordagem Dinâmica

A abordagem dinâmica da estabilidade de tensão pode ser efetuada através da análise modal [23] ou através da simulação no tempo [2] [25] [26] [27] [28] [29]. Estes métodos encontram-se descritos a seguir.

2.4.2.1 Análise Modal

Baseia-se na análise dos autovalores da matriz Jacobiana reduzida, a qual inclui os efeitos dinâmicos de elementos conectados à rede, tais como geradores, RATs e cargas, entre outros. Tal matriz considera que as equações do sistema, diferenciais e algébricas,

estejam linearizadas, o que torna esta análise válida para pequenas perturbações em torno de um ponto de operação.

Por ser este o método utilizado pelo presente trabalho para análise da estabilidade de tensão, o mesmo encontra-se detalhado no capítulo 3.

2.4.2.2 Simulação no tempo

As simulações não lineares no domínio do tempo visam capturar os eventos e a cronologia no processo da instabilidade de tensão, imprescindíveis ao estudo de coordenações de controles e proteções. Dentre todos os métodos, este é o que fornece a resposta mais exata para a dinâmica do sistema. Para tanto, exige uma elevada complexidade na modelagem dos componentes do sistema de potência, com informações nem sempre disponíveis, e no algoritmo a ser utilizado para a análise. Entre outros, devem ser incluídos efeitos de LTCs, dinâmica de geradores e seus controladores (RAT, RAV, ESP), compensadores estáticos e dinâmica das cargas. Por outro lado, não fornece com facilidade informações a respeito da sensibilidade ou grau de instabilidade, adquiridas às custas de um elevado número de simulações, cada qual com um tempo de CPU consideravelmente elevado. A determinação do local e causa da provável instabilidade envolve, via de regra, a monitoração e exame de um grande número de parâmetros.

A abordagem dinâmica via simulação no tempo, segundo proposto por Taylor [3], pode possuir a seguinte classificação:

- **Estabilidade Transitória de Tensão:** associada ao regime transitório do sistema, envolve prazos de 0 a 10 segundos. A distinção entre a instabilidade de ângulo do rotor e a instabilidade de tensão nem sempre é clara, e aspectos de ambos os fenômenos podem coexistir. Nesta condição, não é possível ação de controle, nem mesmo do operador, sendo o comportamento do sistema determinado por suas próprias características.

- **Estabilidade Clássica de Tensão:** está associada à ação automática dos taps de transformadores e da regulação da tensão de distribuição, assim como à limitação da corrente de excitação dos geradores, envolvendo prazos de tempo de 1 a 5 minutos (usualmente de 1 a 2 minutos). A intervenção do operador nestes casos é normalmente possível. Esta condição em geral envolve cargas pesadas, grandes importações de potência de geração remota e grandes distúrbios. O sistema é estável sob o ponto de vista transitório em virtude das cargas dependentes da tensão, mas pode entrar em colapso alguns minutos depois, após cessarem as trocas de taps, a capacidade de sobreexcitação das unidades geradoras e o equilíbrio de tensão por perda de carga devido à atuação de esquemas de proteção. A geração e o sistema de transmissão não conseguem mais suportar a carga e as perdas reativas, levando desta forma o sistema ao colapso de tensão.

- **Estabilidade de Tensão de Longo Prazo:** associada a incidentes envolvendo prazos de dezenas de minutos a horas de depreciação do valor da tensão. As características deste cenário incluem cargas anormalmente pesadas, rápido aumento de carga, perda de geração em áreas de concentração de carga e importação de potência. Além das características do cenário de estabilidade clássica, fatores que podem estar incluídos são: o tempo de capacidade de sobrecarga em linhas de transmissão (dezenas de minutos), diversidade da perda de carga (por exemplo, cargas controladas por termostatos, as quais demoram a ser desligadas por baixa tensão), oportunidade na aplicação de equipamentos visando controle de tensão/reativos, esquemas de proteção por subtensão e outras intervenções do operador, tais como o corte manual de carga.

2.5 Conclusão

Foram apresentadas neste capítulo algumas definições básicas, úteis à compreensão do fenômeno da estabilidade de tensão.

Foi exposto um cenário típico do colapso de tensão, o qual enfatiza a característica dinâmica deste fenômeno. Embora este fato não seja contestado, muitos métodos

empregam uma metodologia estática, justificada principalmente pela simplicidade matemática e pouco tempo de CPU requerido, além da facilidade com que medidas práticas da proximidade da instabilidade de tensão podem ser obtidas. A abordagem dinâmica através da simulação no tempo, por sua vez, por detalhar a cronologia e os eventos envolvidos, torna-se indicada no estudo de coordenações de controles e proteções. Ambas abordagens, no entanto, devem ser empregadas de forma complementar, tendo em vista as peculiaridades de cada uma.

No próximo capítulo é apresentada a metodologia utilizada por este trabalho, baseada na abordagem dinâmica via análise modal.

Capítulo 3

Análise Modal da Estabilidade de Tensão

3.1 Introdução

Este capítulo apresenta a metodologia utilizada na análise modal da estabilidade de tensão, inicialmente com a construção e o emprego da matriz de estados do sistema, baseada na matriz Jacobiana não-reduzida. Também é indicado o uso dos autovalores na verificação da ocorrência da instabilidade de tensão, além de um método que associa os possíveis modos instáveis com as variáveis de estado. Por fim, é apresentado um índice para a medição da proximidade do ponto de instabilidade de tensão, além de vantagens e limitações da análise modal.

3.2 Considerações Iniciais

A análise modal de um sistema dinâmico, também conhecida como análise da estabilidade dinâmica, de maneira genérica, baseia-se na análise dos autovalores deste sistema, linearizado em um ponto de operação. A linearização do sistema dinâmico em um ponto de operação faz com que a análise seja válida somente para variações infinitesimais ao redor deste ponto. Desta forma, a análise modal da estabilidade de tensão equivale à análise da estabilidade de tensão a pequenos distúrbios, conforme a definição 2.1.

A aplicação da análise modal em sistemas elétricos de potência deu-se, inicialmente, em estudos de estabilidade angular e posicionamento de controladores, entre outros. Neste sentido, indica-se a metodologia utilizada por Martins [47], a qual pode ser resumida nas etapas de formação da matriz Jacobiana do sistema, determinação da matriz Jacobiana reduzida e cálculo dos seus autovalores. O uso desta técnica foi estendido, recentemente, ao estudo da estabilidade de tensão, sendo que a primeira apresentação formal, neste sentido, foi realizada por Rajagopalan [23]. A metodologia adotada pelo presente trabalho baseia-se naquela indicada por Martins [47]. Existem algumas diferenças entre as metodologias mencionadas, principalmente no que se refere à etapa de formação da matriz Jacobiana do sistema. Tais diferenças são comentadas no item a seguir.

3.3 Formação do Jacobiano [47]

Um sistema de potência pode ser descrito por um conjunto de equações diferenciais e um conjunto de equações algébricas da forma

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{f}(\mathbf{x}, \mathbf{z}) \quad (3.1)$$

$$\mathbf{0} = \mathbf{g}(\mathbf{x}, \mathbf{z}) \quad , \quad (3.2)$$

onde \mathbf{x} é um vetor de variáveis de estado, \mathbf{z} é um vetor de variáveis algébricas, \mathbf{f} é um campo vetorial e \mathbf{g} é um vetor de funções.

As equações (3.1) representam as equações diferenciais dos geradores e respectivos controladores, conforme indicado no apêndice A, e cargas dinâmicas, tais como motores de indução, de acordo com a abordagem do capítulo 4.

Nas equações (3.2) estão incluídas:

- as equações de conexão de elementos à rede, como geradores e motores de indução, relacionando as variáveis de estado dos elementos com a tensão e a corrente injetada nas barras às quais estes equipamentos estão conectados;

- as equações da rede elétrica

$$\bar{\mathbf{I}} = \bar{\mathbf{Y}}\bar{\mathbf{V}} \quad , \quad (3.3)$$

onde \bar{I} é um vetor de injeções de correntes nas barras, \bar{V} é um vetor de tensões nas barras e \bar{Y} é a matriz de admitâncias nodais.

O tratamento da rede elétrica através de seu modelo de regime permanente é justificado pela sua reduzida constante de tempo, se comparada com a dos demais elementos dinâmicos incorporados na análise.

As equações (3.1) e (3.2) podem ser linearizadas, obtendo-se

$$\dot{\Delta x} = \left. \frac{\partial f}{\partial x} \right|_{(x^o, z^o)} \Delta x + \left. \frac{\partial f}{\partial z} \right|_{(x^o, z^o)} \Delta z \quad (3.4)$$

$$0 = \left. \frac{\partial g}{\partial x} \right|_{(x^o, z^o)} \Delta x + \left. \frac{\partial g}{\partial z} \right|_{(x^o, z^o)} \Delta z, \quad (3.5)$$

onde x^o e z^o representam, respectivamente, os valores das variáveis de estado e algébricas para um determinado ponto de operação. Os valores de equilíbrio das variáveis algébricas podem ser obtidos a partir da solução do fluxo de potência. Por sua vez, os valores das variáveis de estado dos elementos cuja dinâmica tenha sido representada são calculados assumindo-se nulas as derivadas nas respectivas equações diferenciais.

Denotando

$$\begin{aligned} J_1 &= \left. \frac{\partial f}{\partial x} \right|_{(x^o, z^o)} & J_2 &= \left. \frac{\partial f}{\partial z} \right|_{(x^o, z^o)} \\ J_3 &= \left. \frac{\partial g}{\partial x} \right|_{(x^o, z^o)} & J_4 &= \left. \frac{\partial g}{\partial z} \right|_{(x^o, z^o)} \end{aligned} \quad (3.6)$$

as equações (3.4) e (3.5) podem ser escritas como

$$\begin{bmatrix} \dot{\Delta x} \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_1 & J_2 \\ J_3 & J_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta x \\ \Delta z \end{bmatrix} \quad (3.7)$$

A matriz Jacobiana J do sistema é formada pelas submatrizes J_1 , J_2 , J_3 e J_4 .

O conjunto das variáveis algébricas Δz pode ser particionado de tal forma que $\Delta z = [\Delta z_1, \Delta z_2]^T$. Considera-se que o sistema seja composto por l motores de indução, m geradores e n barras. Segundo Martins [47], Δz_1 representa as injeções de corrente ΔI_{d_i} e ΔI_{q_i} ($i=1, \dots, l+m$) dos geradores e motores de indução e Δz_2 representa as tensões ΔV_{re_i} e ΔV_{im_i} ($i=1, \dots, n$) nas barras do sistema. O conjunto de Δz_1 consiste de $2(l+m)$ variáveis e Δz_2 de $2n$ variáveis, totalizando $2l+2m+2n$ variáveis para $2l+2m+2n$ equações algébricas.

O trabalho apresentado por Rajagopalan [23] considera a mesma partição, diferindo apenas no aspecto de que Δz_1 consiste de ΔI_{d_i} e ΔI_{q_i} ($i=1, \dots, l+m$), ΔP_i , ΔQ_i ($i=1, \dots, n$), ΔV_i ($i=1, \dots, m$) e $\Delta \theta_1$ correspondendo à barra de folga, e Δz_2 é o conjunto das variáveis do fluxo de potência convencional, com ΔV_i ($i=m+1, \dots, n$) e $\Delta \theta_i$ ($i=2, \dots, n$). O conjunto de Δz_1 consiste, desta forma, de $2l+3m+2n+1$ variáveis e Δz_2 de $2n-m-1$ variáveis, totalizando $2l+2m+4n$ variáveis para $2l+2m+4n$ equações algébricas, $2n$ a mais do que no método citado anteriormente. O arranjo que Rajagopalan [23] apresenta permite que a submatriz J_4 seja particionada de acordo com

$$\begin{bmatrix} \dot{\Delta x} \\ \theta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_1 & J_2 \\ J_3 & \begin{bmatrix} J_{41} & J_{42} \\ J_{43} & J_{LF} \end{bmatrix} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta x \\ \Delta z_1 \\ \Delta z_2 \end{bmatrix}, \quad (3.8)$$

onde J_{LF} corresponde à matriz Jacobiana do fluxo de potência convencional. Embora tal procedimento apresente a vantagem de utilizar diretamente J_{LF} , subproduto do fluxo de potência, a opção pela metodologia segundo Martins [47] deve-se ao menor número de variáveis algébricas requerido por esta.

Da equação (3.7) obtém-se

$$\Delta z = -J_4^{-1} J_3 \Delta x \quad (3.9)$$

e

$$\dot{\Delta x} = (J_1 - J_2 J_4^{-1} J_3) \Delta x, \quad (3.10)$$

de onde pode-se definir

$$A = J_1 - J_2 J_4^{-1} J_3 \quad (3.11)$$

como sendo a matriz Jacobiana reduzida ou a matriz de estados do sistema.

Para sistemas de grande porte, em que as matrizes têm ordens elevadas, a matriz de estados A pode ser obtida alternativamente através do processo de eliminação de Gauss. Aplicando-se a eliminação Gaussiana às equações (3.7) e (3.8), obtém-se

$$\begin{bmatrix} \dot{\Delta x} \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & 0 \\ \dots & \ddots \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta x \\ \Delta z \end{bmatrix} \quad (3.12)$$

A matriz Jacobiana J é altamente esparsa (tipicamente 4 a 6% de elementos não nulos), requerendo armazenamento com técnicas de esparsidade, ao passo que a matriz de estados A é tipicamente não esparsa.

Embora somente as submatrizes J_1 e J_2 da matriz Jacobiana do sistema contenham as equações diferenciais e, portanto, a parcela dinâmica do sistema, a matriz Jacobiana reduzida A incorpora à mesma o comportamento estático da rede, de acordo com a equação (3.11). Este fato é importante no estudo da estabilidade de tensão, dado que o comportamento da rede também pode influenciar no processo da instabilidade de tensão. Neste sentido, destacam-se os efeitos do nível de carregamento e compensação de parâmetros de linhas de transmissão e a compensação de reativos [2] [30].

A análise da estabilidade dinâmica pode ser realizada através do estudo dos autovalores de A , de acordo com o item a seguir.

3.4 Autovalores e Fatores de Participação

As equações linearizadas do sistema podem ser escritas, a partir das expressões (3.10) e (3.11), como

$$\dot{\Delta x} = A \Delta x \quad (3.13)$$

Sejam $\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_n$ os autovalores da matriz A , calculados[24] a partir da relação

$$(sI - A)\lambda = 0 \quad (3.14)$$

A solução da equação (3.13) é dada por

$$\mathbf{x}(t) = \sum_{i=1}^n c_i e^{\lambda_i t} \mathbf{u}_i, \quad (3.15)$$

onde \mathbf{u}_i é o autovetor à direita associado a λ_i e c_i , $i=1, \dots, n$, são constantes que dependem das condições iniciais. Os termos do tipo $c_i e^{\lambda_i t} \mathbf{u}_i$ constituem os modos do sistema.

O sistema (3.13) é estável se e somente se todos os autovalores de A estão no semi-plano esquerdo aberto do plano S, ou seja, possuem parte real negativa.

Com o objetivo de estabelecer medidas corretivas, nas situações em que o sistema opera com instabilidade de tensão ou próximo desta, a associação dos estados do sistema com os autovalores é tarefa básica. O uso dos fatores de participação na identificação dos elementos causadores da instabilidade tem se mostrado eficiente e amplamente difundido na literatura, principalmente no estudo de posicionamento de controladores [47]. A aplicação dos fatores de participação na análise da estabilidade de tensão também é proposta por Rajagopalan [23], com resultados igualmente satisfatórios.

Sejam \mathbf{u}_i e \mathbf{v}_i , respectivamente os i -ésimos autovetores à direita e à esquerda da matriz A , correspondentes ao i -ésimo autovalor λ_i , de tal forma que

$$A \mathbf{u}_i = \mathbf{u}_i \lambda_i \quad (3.16)$$

$$\mathbf{v}_i^T A = \lambda_i \mathbf{v}_i^T \quad (3.17)$$

Pode-se então definir as matrizes de autovetores à direita

$$U = [\mathbf{u}_1 \quad \mathbf{u}_2 \quad \dots \quad \mathbf{u}_n] = \begin{bmatrix} u_{11} & \dots & u_{1n} \\ \vdots & & \vdots \\ u_{n1} & \dots & u_{nn} \end{bmatrix} \quad (3.18)$$

e à esquerda

$$V = [\mathbf{v}_1 \quad \mathbf{v}_2 \quad \dots \quad \mathbf{v}_n] = \begin{bmatrix} v_{11} & \dots & v_{1n} \\ \vdots & & \vdots \\ v_{n1} & \dots & v_{nn} \end{bmatrix}, \quad (3.19)$$

onde

$$V^T = U^{-1} \quad (3.20)$$

A matriz de participação é definida como

$$P = \begin{bmatrix} v_{11}u_{11} & v_{12}u_{12} & \cdots & v_{1n}u_{1n} \\ v_{21}u_{21} & v_{22}u_{22} & \cdots & v_{2n}u_{2n} \\ \vdots & \vdots & & \vdots \\ v_{n1}u_{n1} & v_{n2}u_{n2} & \cdots & v_{nn}u_{nn} \end{bmatrix} \quad (3.21)$$

ou

$$P = \begin{bmatrix} p_{11} & p_{12} & \cdots & p_{1n} \\ p_{21} & p_{22} & \cdots & p_{2n} \\ \vdots & \vdots & & \vdots \\ p_{n1} & p_{n2} & \cdots & p_{nn} \end{bmatrix} \quad (3.22)$$

O fator de participação p_{ki} mede a participação relativa do k -ésimo estado na construção da resposta no tempo do i -ésimo modo. O uso da matriz de participação na associação dos estados do sistema com os autovalores pode ser ilustrado através do arranjo da figura 3.1.

	λ_1	λ_2	\cdots	λ_n
x_1	$ p_{11} $	$ p_{12} $	\cdots	$ p_{1n} $
x_2	$ p_{21} $	$ p_{22} $	\cdots	$ p_{2n} $
\vdots	\vdots	\vdots		\vdots
x_n	$ p_{n1} $	$ p_{n2} $	\cdots	$ p_{nn} $

Figura 3.1. Arranjo para ilustrar a associação entre estados e autovalores através dos fatores de participação.

O elemento conectado ao sistema, tal como gerador ou carga dinâmica, que tiver os maiores valores dos fatores de participação na interseção da coluna correspondente ao modo com as linhas correspondentes a suas variáveis de estado estará mais fortemente associado a este modo. Tratando-se de um modo instável, este elemento torna-se o alvo principal na adoção de medidas corretivas que visem restabelecer a estabilidade.

3.5 Índice de Estabilidade

Tão importante quanto a determinação da condição, ou não, de estabilidade de tensão para um sistema em torno de um ponto de operação é a determinação de um índice que expresse a distância da proximidade da instabilidade de tensão para este mesmo ponto de operação. Tal índice, ou margem, de estabilidade torna-se uma medida útil na análise da operação em tempo real de um determinado sistema, bem como aos estudos de planejamento do mesmo.

Os autovalores, apesar de fornecerem informações a respeito da existência, ou não, de estabilidade, apenas fornecem uma medida relativa da proximidade da instabilidade de tensão, dada a característica não linear dos sistemas elétricos de potência [34].

Um índice de estabilidade, no entanto, pode ser determinado através de sucessivos incrementos de demanda em uma ou mais barras de interesse do sistema até o ponto em que, com os dados oriundos do fluxo de potência convergido, ocorra a instabilidade de tensão. Para cada barra i em que é efetuado um aumento na demanda tem-se o índice

$$IE_i = P_{máx\ est_i} - P_{o_i} \quad , \quad (3.23)$$

onde P_{o_i} é a potência da barra i para o ponto de operação inicial e $P_{máx\ est_i}$ é a potência máxima que pode ser suprida nesta barra sem que o sistema se torne instável.

Kundur [26] sugere que a margem de estabilidade do sistema seja tratada em termos do somatório dos índices individuais de cada barra, tal que

$$IE = \sum_{i=1}^{nd} IE_i \quad , \quad (3.24)$$

onde nd é o número de barras em que ocorre aumento de demanda, levando em conta que em cada uma destas barras seja respeitado o limite máximo individual IE_i . Nesta situação, a margem de estabilidade é fornecida em termos de potência ativa, reativa ou aparente, dependendo da natureza do acréscimo de demanda estipulado.

Pode-se considerar, entretanto, que os incrementos de demanda nas barras sejam efetuados de maneira proporcional às suas potências iniciais, P_{o_i} , através de um fator K comum a todas as nd barras, de acordo com

$$P_i = K P_{o_i} \quad . \quad (3.25)$$

No limite de carregamento do sistema, para cada barra i , será observado

$$P_{máx\ est_i} = K_{máx} P_{o_i} \quad , \quad (3.26)$$

de onde pode-se definir um novo índice para as barras em termos de

$$IE_i = K_{máx} \quad . \quad (3.27)$$

Dado que o acréscimo de demanda é efetuado de maneira simultânea nas barras, o índice de estabilidade para o sistema vale o mesmo que para cada barra, ou seja,

$$IE = K_{máx} \quad , \quad (3.28)$$

dado, neste caso, em termos de um múltiplo da demanda inicial de cada barra em que seja efetuado o incremento de demanda.

Por certo, outras variantes destes índices podem ser criadas. Em qualquer caso, no entanto, a margem de estabilidade deve indicar o incremento máximo de demanda que pode ser dado nas barras de interesse, sem que o sistema perca a condição de estabilidade.

3.6 Vantagens e Limitações

Uma das maiores vantagens no uso da análise modal encontra-se na facilidade com que são determinadas as possíveis áreas do sistema propensas à instabilidade de tensão. Da mesma forma, os detalhes do mecanismo da instabilidade, principalmente no que se refere às suas causas, podem ser determinados através do uso de ferramentas adequadas, como os fatores de participação [26]. O uso destes também pode auxiliar na seleção de contingências críticas, na determinação de locações críticas de reservas de reativos e na determinação de medidas corretivas que previnam a instabilidade. Da mesma forma, a análise modal permite determinar com facilidade medidas práticas da proximidade da instabilidade de tensão, através de índices de estabilidade.

Os objetivos citados são alcançados através de um tempo de CPU relativamente baixo, comparável ao dos métodos estáticos de análise da estabilidade de tensão. A simulação do sistema no domínio do tempo, conforme descrito no item 2.4.2, somente alcança estes objetivos após inúmeras simulações, cada qual com elevado tempo de CPU, e com a necessidade de monitoramento de um grande número de variáveis.

A desvantagem natural reside no fato de que a análise modal é válida apenas para variações infinitesimais em torno de um ponto de operação. Desta forma, grandes perturbações somente podem ser simuladas no domínio do tempo.

Como na análise dinâmica via simulação no tempo, o grau de precisão da resposta da análise modal depende diretamente do grau de detalhamento utilizado na modelagem dos componentes do sistema. Isto exige informações que nem sempre são disponíveis.

Outra desvantagem da análise modal encontra-se na dificuldade de representação das não-linearidades no comportamento dinâmico dos componentes do sistema. A questão das não-linearidades é importante uma vez que a resposta qualitativa do sistema é afetada sensivelmente por estas [2]. Por outro lado, não é bem definida a maneira pela qual estas podem ser representadas na análise dinâmica de forma eficiente. Podem ser citados, neste sentido, os efeitos de saturação e de alcance de limites. O problema da saturação pode ser tratado através da linearização da curva que representa este fenômeno em um dado ponto de operação. Este método é apresentado por Martins [47], sendo também utilizado no presente trabalho, dentro do software AMET, descrito no apêndice D. O tratamento de limites alcançados é mais crítico, dada a necessidade de adaptação dos modelos linearizados. O alcance de limites, tais como em LTCs e excitação de geradores, pode ser modelado através da supressão das equações diferenciais relativas às grandezas que porventura tenham alcançado os seus limites. No caso de geradores, por exemplo, a máquina cuja resposta da excitação tenha o seu limite alcançado deve ser tratada como possuidora de excitação constante. Tal supressão, no entanto, torna-se crítica quando o ponto de operação coincide com o do limiar, entre as regiões com grandezas variáveis e limitadas.

3.7 Conclusão

Foi apresentada neste capítulo a metodologia de estudo da estabilidade de tensão baseada na análise modal. Inicialmente foi indicado o processo de obtenção da matriz Jacobiana e da matriz de estados do sistema. Após, apresentou-se o uso de autovalores na determinação da condição de operação estável, ou não, do sistema e fatores de participação na associação de eventuais modos instáveis com as variáveis de estado. Indicou-se, ainda, um índice de estabilidade que expressa o incremento máximo de demanda que pode ser dado ao sistema sem que este saia da condição de operação estável.

A análise do modelo de um sistema dinâmico linearizado em um ponto de operação, apesar de válida somente para variações infinitesimais ao redor deste ponto, é de grande valia pois se beneficia das teorias solidamente estabelecidas da Álgebra e Controle Lineares.

A análise modal apresenta algumas vantagens inerentes aos métodos estáticos, como baixo tempo de CPU requerido e facilidade na determinação de índices de estabilidade, entre outros, ao contrário da análise dinâmica via simulação no tempo.

No próximo capítulo são apresentados os modelos de carga, estáticos e dinâmicos, com suas formulações linearizadas, próprias para a inclusão destes na matriz Jacobiana do sistema.

Capítulo 4

Modelagem da Carga

4.1 Introdução

Os estudos dinâmicos de um sistema elétrico de potência, de maneira geral, fornecem uma resposta cuja exatidão depende diretamente do grau de detalhamento com que os seus elementos são modelados. A carga, por ser um elemento freqüentemente utilizado nas simulações, além de possuir comportamentos reais distintos em cada barra, merece uma atenção destacada. Especificamente para estudos de estabilidade de tensão, recomendações são encontradas na literatura [1] [2] para que a carga seja modelada de maneira realista, para que não se incorra em análises com resultados conservadores, quando não errôneos.

Uma classificação normalmente encontrada para a carga [2] prevê que a mesma seja enquadrada em três grupos: estática, dinâmica e termostática. Cargas estáticas são aquelas cujo comportamento pode ser adequadamente levantado pela sua representação como uma função simples da tensão. Cargas dinâmicas requerem uma modelagem que expresse, explícita ou implicitamente, o comportamento de componentes rotacionais, como o de motores de indução ou síncronos. As cargas termostáticas, por sua vez, são aquelas que agem para manter uma especificada temperatura de saída. Com um decréscimo de tensão, por exemplo, a potência destas deve inicialmente decair, mas tende a ser restaurada através do tempo pela

ação termostática. Para estas cargas normalmente é efetuada uma abordagem estocástica, sendo que as mesmas não serão abordadas neste trabalho.

Dada a extensão do assunto, são apresentados neste capítulo os modelos estáticos e dinâmicos da carga, com seus equacionamentos linearizados, próprios para a formação da matriz Jacobiana do sistema. As etapas de desenvolvimento destas equações e cálculo de condições iniciais encontram-se detalhadas em [51]. A identificação dos parâmetros dos modelos das cargas é abordada resumidamente no apêndice B. Por outro lado, a influência da modelagem da carga na estabilidade de tensão é abordada no capítulo 5, oportunidade em que várias simulações são efetuadas com este objetivo. O presente capítulo inicia, no entanto, com alguns comentários pertinentes ao processo da modelagem da carga.

4.2 O Processo da Modelagem da Carga

A tarefa de modelagem da carga é um procedimento de identificação do sistema. Todos os métodos de identificação de sistemas podem ser agrupados no domínio do tempo ou no domínio da frequência. As aplicações em sistemas de potência para modelagem de cargas empregam, em sua grande maioria, métodos no domínio do tempo. Especificamente, existem duas maneiras principais de desenvolver um modelo de carga dinâmica no domínio do tempo:

- desenvolvimento baseado nos componentes;
- desenvolvimento baseado em medições.

O desenvolvimento baseado nos componentes [46] modela a carga através de dados de combinação da carga, normalmente através das classes industrial, comercial e residencial, e dados da composição de cada classe, caracterizados pelas informações do comportamento dinâmico dos componentes individuais da carga. A figura 4.1 ilustra a composição da carga. A carga de uma determinada barra, por exemplo, poderia ser constituída por 30% de carga industrial, 20% de comercial e 50% de residencial. Dentro da classe

comercial, 40% poderiam ser modelados como refrigeração, 20% como iluminação incandescente e 40% como iluminação fluorescente. A mesma análise caberia às classes industrial e residencial.

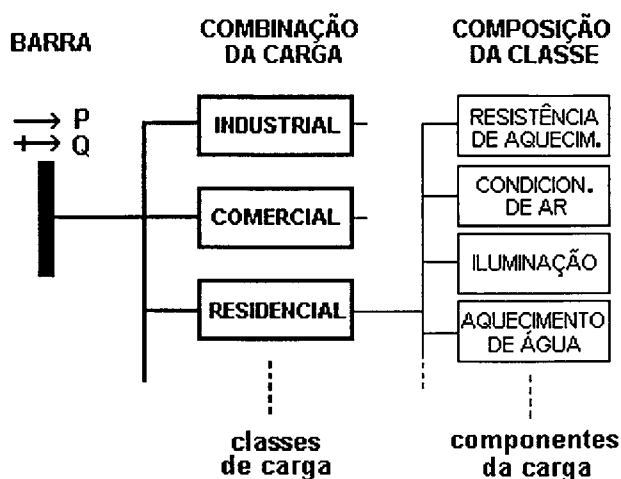


Figura 4.1. Ilustração de Composição da Carga.

Os citados componentes individuais da carga podem ser modelados de maneira explícita ou implícita. A modelagem explícita prevê a caracterização de cada componente da carga através do uso de seu modelo individual. Por sua vez, a modelagem implícita considera que seja utilizado apenas um modelo, que represente o comportamento equivalente de todos os componentes individuais da carga em uma determinada barra. Este comportamento equivalente é denominado na literatura [43] [45] como comportamento agregado da carga. O uso de um modelo que represente o comportamento agregado da carga é justificado, basicamente, pela redução das variáveis envolvidas na análise. Evita-se, desta maneira, a representação explícita de numerosas cargas individuais nos pontos de interesse.

O desenvolvimento baseado em medições envolve a colocação de sensores [42] nas barras de carga, objetivando a determinação dos parâmetros de um modelo que represente adequadamente o comportamento da mesma [44]. Esta análise possui a vantagem de medição direta da resposta da carga a variações na tensão em um instante de tempo, sendo que esta resposta da carga corresponde ao seu comportamento agregado, indicado anteriormente.

Aborda-se, a seguir, o equacionamento genérico necessário para a conexão da carga à rede elétrica.

4.3 Conexão da Carga à Rede

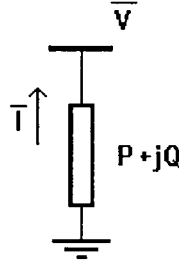


Figura 4.2. Conexão da carga em uma barra do sistema elétrico.

Considerando que uma determinada carga esteja conectada a uma barra do sistema elétrico de potência, como indicado na figura 4.2, a corrente injetada pela mesma é dada por

$$\bar{I} = -\frac{P - jQ}{\bar{V}^*}, \quad (4.1)$$

onde P e Q são as potências absorvidas pela carga, ativa e reativa, respectivamente.

Isolando as partes real e imaginária da equação (4.1), obtém-se

$$I_{re} = -\frac{PV_{re} + QV_{im}}{V^2} \quad (4.2)$$

e

$$I_{im} = \frac{QV_{re} - PV_{im}}{V^2} \quad (4.3)$$

As expressões (4.2) e (4.3) são válidas para todos os modelos de carga abordados neste trabalho, com exceção das cargas constituídas por motores de indução.

No item seguinte são indicados os modelos estáticos de carga.

4.4 Modelos Estáticos

De formulação bastante simples, os modelos estáticos desconsideram totalmente a dinâmica da carga, podendo possuir a forma polinomial ou exponencial.

4.4.1 Modelo Polinomial

Considera que a potência da carga em uma dada barra seja dada por

$$P = P_o \left[a_p + b_p \left(\frac{V}{V_o} \right) + c_p \left(\frac{V}{V_o} \right)^2 \right] \quad (4.4)$$

$$Q = Q_o \left[a_q + b_q \left(\frac{V}{V_o} \right) + c_q \left(\frac{V}{V_o} \right)^2 \right] \quad , \quad (4.5)$$

onde P_o e Q_o são os valores nominais de potência ativa e reativa, respectivamente, para a tensão nominal V_o (normalmente 1 pu), sendo que $a_p + b_p + c_p = 1$ e $a_q + b_q + c_q = 1$. P e Q são as potências absorvidas pela carga a uma tensão V . Para a expressão da potência ativa, as parcelas relativas aos coeficientes a_p , b_p e c_p são denominadas de potência, corrente e impedância constantes, respectivamente [2]. Para a potência reativa, vale a analogia com os termos contendo a_q , b_q e c_q .

Desde que os modelos estáticos expressam a demanda da carga apenas em função da tensão, a partir das equações (4.2) e (4.3), as injeções de corrente, linearizadas para um dado ponto de operação, são dadas por

$$\Delta I_{re} = \left. \frac{\partial I_{re}}{\partial V_{re}} \right|_o \Delta V_{re} + \left. \frac{\partial I_{re}}{\partial V_{im}} \right|_o \Delta V_{im} \quad (4.6)$$

$$\Delta I_{im} = \left. \frac{\partial I_{im}}{\partial V_{re}} \right|_o \Delta V_{re} + \left. \frac{\partial I_{im}}{\partial V_{im}} \right|_o \Delta V_{im} \quad , \quad (4.7)$$

onde as derivadas parciais são determinadas por

$$\frac{\partial I_{re}}{\partial V_{re}} = - \frac{V^2 \left(P + V_{re} \frac{\partial P}{\partial V_{re}} + V_{im} \frac{\partial Q}{\partial V_{re}} \right) - 2(PV_{re} + QV_{im})V_{re}}{V^4} \quad (4.8)$$

$$\frac{\partial I_{re}}{\partial V_{im}} = - \frac{V^2 \left(Q + V_{im} \frac{\partial Q}{\partial V_{im}} + V_{re} \frac{\partial P}{\partial V_{im}} \right) - 2(PV_{re} + QV_{im})V_{im}}{V^4} \quad (4.9)$$

$$\frac{\partial I_{im}}{\partial V_{re}} = \frac{V^2 \left(Q + V_{re} \frac{\partial Q}{\partial V_{re}} - V_{im} \frac{\partial P}{\partial V_{re}} \right) - 2(QV_{re} - PV_{im})V_{re}}{V^4} \quad (4.10)$$

$$\frac{\partial I_{im}}{\partial V_{im}} = \frac{V^2 \left(-P - V_{im} \frac{\partial P}{\partial V_{im}} + V_{re} \frac{\partial Q}{\partial V_{im}} \right) - 2(QV_{re} - PV_{im})V_{im}}{V^4} \quad (4.11)$$

As derivadas parciais das potências em relação às tensões valem

$$\frac{\partial P}{\partial V_{re}} = P_o \left[2a_p \frac{V}{V_o} + b_p \frac{1}{V_o} \right] \frac{V_{re}}{V} \quad (4.12)$$

$$\frac{\partial P}{\partial V_{im}} = P_o \left[2a_p \frac{V}{V_o} + b_p \frac{1}{V_o} \right] \frac{V_{im}}{V} \quad (4.13)$$

$$\frac{\partial Q}{\partial V_{re}} = P_o \left[2a_q \frac{V}{V_o} + b_q \frac{1}{V_o} \right] \frac{V_{re}}{V} \quad (4.14)$$

$$\frac{\partial Q}{\partial V_{im}} = P_o \left[2a_q \frac{V}{V_o} + b_q \frac{1}{V_o} \right] \frac{V_{im}}{V} \quad (4.15)$$

4.4.2 Modelo Exponencial

Assume que a carga seja determinada por

$$P = P_o \left(\frac{V}{V_o} \right)^{pv} \quad (4.16)$$

$$Q = Q_o \left(\frac{V}{V_o} \right)^{qv}, \quad (4.17)$$

onde P_o , Q_o e V_o possuem o mesmo significado utilizado no item 4.4.1.

As expressões linearizadas das injeções de corrente são dadas pelas equações (4.6) a (4.11), onde as derivadas valem

$$\frac{\partial P}{\partial V_{re}} = p_v P_o \left(\frac{V}{V_o} \right)^{p_v} \frac{V_{re}}{V^2} \quad (4.18)$$

$$\frac{\partial P}{\partial V_{im}} = p_v P_o \left(\frac{V}{V_o} \right)^{p_v} \frac{V_{im}}{V^2} \quad (4.19)$$

$$\frac{\partial Q}{\partial V_{re}} = q_v Q_o \left(\frac{V}{V_o} \right)^{q_v} \frac{V_{re}}{V^2} \quad (4.20)$$

$$\frac{\partial Q}{\partial V_{im}} = q_v Q_o \left(\frac{V}{V_o} \right)^{q_v} \frac{V_{im}}{V^2} \quad (4.21)$$

São apresentados a seguir os modelos de carga dinâmicos.

4.5 Modelos Dinâmicos

Existem vários modelos de carga dinâmicos indicados na literatura [53], sendo que são apresentados neste item aqueles que o autor considera como sendo os mais significativos. Abordam-se os modelos de motor de indução, primeiros a serem utilizados em simulações, além dos chamados modelos agregados de carga, recentemente apresentados na literatura.

Embora de maneira geral as cargas sejam dependentes da tensão e da frequência, as formulações que se seguem consideram que a dependência seja apenas da tensão. Tal procedimento é justificado pelo fato de que na análise da estabilidade de tensão as variações de frequência são desprezíveis, se comparadas às das tensões.

4.5.1 Modelos de Motor de Indução

O modelo detalhado [37] [41] analisa o motor de indução trifásico sob o ponto de vista da transformação de Park, através dos seus eixos "odq". No modelo detalhado sete equações diferenciais são consideradas: seis elétricas e uma eletromecânica, tornando-o de 7ª ordem. Deste, vários outros foram derivados, através de adequadas simplificações, sendo que destacam-se os modelos de 5ª e 3ª ordem, descritos a seguir.

4.5.1.1 Modelo de Quinta Ordem [37] [41]

O modelo de 5ª ordem supõe que o sistema de tensões trifásicas seja equilibrado, o que faz com que as variáveis do eixo "o" sejam desconsideradas.

Para um motor de indução com rotor em gaiola as equações deste modelo são

$$\frac{1}{\omega_s} \dot{\psi}_{q_s} = V_{im} - \psi_{d_s} + \frac{R_s}{X_s} \left(\frac{X_{mq}}{X_s} - 1 \right) \psi_{q_s} + \frac{R_s X_{mq}}{X_s X_r} \psi_{q_r} \quad (4.22)$$

$$\frac{1}{\omega_s} \dot{\psi}_{d_s} = V_{re} + \psi_{q_s} + \frac{R_s}{X_s} \left(\frac{X_{md}}{X_s} - 1 \right) \psi_{d_s} + \frac{R_s X_{md}}{X_s X_r} \psi_{d_r} \quad (4.23)$$

$$\frac{1}{\omega_s} \dot{\psi}_{q_r} = - \left(\frac{\omega_s - \omega_r}{\omega_s} \right) \psi_{d_r} + \frac{R_r}{X_r} \left(\frac{X_{mq}}{X_r} - 1 \right) \psi_{q_r} + \frac{R_r X_{mq}}{X_s X_r} \psi_{q_s} \quad (4.24)$$

$$\frac{1}{\omega_s} \dot{\psi}_{d_r} = \left(\frac{\omega_s - \omega_r}{\omega_s} \right) \psi_{q_r} + \frac{R_r}{X_r} \left(\frac{X_{md}}{X_r} - 1 \right) \psi_{d_r} + \frac{R_r X_{md}}{X_s X_r} \psi_{d_s} \quad (4.25)$$

$$\frac{2H}{\omega_s} \dot{\omega}_r = (T_e - T_m) \quad , \quad (4.26)$$

em que

$$X_{mq} = X_{md} = \frac{1}{1/X_m + 1/X_s + 1/X_r} \quad (4.27)$$

O torque eletromagnético é dado por

$$T_e = \frac{X_{md}}{X_s X_r} (\psi_{qs} \psi_{dr} - \psi_{ds} \psi_{qr}) \quad (4.28)$$

O torque mecânico pode ser fornecido em função do escorregamento s como

$$T_m = A + Bs + Cs^2 \quad (4.29)$$

ou em termos da velocidade rotórica como

$$T_m = (A + B + C) - \frac{(B+2C)}{\omega_s} \omega_r + \frac{C}{\omega_s^2} \omega_r^2 \quad (4.30)$$

As correntes injetadas pelo motor valem

$$I_{re} = -\frac{1}{X_s} \left(1 - \frac{X_{md}}{X_s} \right) \psi_{ds} + \frac{X_{md}}{X_s X_r} \psi_{dr} \quad (4.31)$$

$$I_{im} = -\frac{1}{X_s} \left(1 - \frac{X_{mq}}{X_s} \right) \psi_{qs} + \frac{X_{mq}}{X_s X_r} \psi_{qr} \quad (4.32)$$

As equações linearizadas são dadas por

$$\frac{1}{\omega_s} \Delta \dot{\psi}_{qs} = \Delta V_{im} - \Delta \psi_{ds} + \frac{R_s}{X_s} \left(\frac{X_{mq}}{X_s} - 1 \right) \Delta \psi_{qs} + \frac{R_s X_{mq}}{X_s X_r} \Delta \psi_{qr} \quad (4.33)$$

$$\frac{1}{\omega_s} \Delta \dot{\psi}_{ds} = \Delta V_{re} + \Delta \psi_{qs} + \frac{R_s}{X_s} \left(\frac{X_{md}}{X_s} - 1 \right) \Delta \psi_{ds} + \frac{R_s X_{md}}{X_s X_r} \Delta \psi_{dr} \quad (4.34)$$

$$\frac{1}{\omega_s} \Delta \dot{\psi}_{qr} = -\left(\frac{\omega_s - \omega_r}{\omega_s} \right) \Delta \psi_{dr} + \frac{R_r}{X_r} \left(\frac{X_{mq}}{X_r} - 1 \right) \Delta \psi_{qr} + \frac{R_r X_{mq}}{X_s X_r} \Delta \psi_{qs} \quad (4.35)$$

$$\frac{1}{\omega_s} \Delta \dot{\psi}_{dr} = \left(\frac{\omega_s - \omega_r}{\omega_s} \right) \Delta \psi_{qr} + \frac{R_r}{X_r} \left(\frac{X_{md}}{X_r} - 1 \right) \Delta \psi_{dr} + \frac{R_r X_{md}}{X_s X_r} \Delta \psi_{ds} \quad (4.36)$$

$$\frac{2H}{\omega_s} \Delta \dot{\omega}_r = (\Delta T_e - \Delta T_m) \quad , \quad (4.37)$$

com os torques

$$\Delta T_e = \frac{X_{md}}{X_s X_r} (\psi_{qs} \Delta \psi_{dr} + \psi_{dr} \Delta \psi_{qs} - \psi_{ds} \Delta \psi_{qr} - \psi_{qr} \Delta \psi_{ds}) \quad (4.38)$$

$$\Delta T_m = \frac{1}{\omega_s} \left[-B - 2C \left(1 - \frac{\omega_r}{\omega_s} \right) \right] \Delta \omega_r \quad (4.39)$$

e correntes injetadas

$$\Delta I_{re} = -\frac{1}{X_s} \left(1 - \frac{X_{md}}{X_s} \right) \Delta \psi_{d_s} + \frac{X_{md}}{X_s X_r} \Delta \psi_{d_r} \quad (4.40)$$

$$\Delta I_{im} = -\frac{1}{X_s} \left(1 - \frac{X_{mq}}{X_s} \right) \Delta \psi_{q_s} + \frac{X_{mq}}{X_s X_r} \Delta \psi_{q_r} \quad (4.41)$$

Observa-se que as correntes injetadas pelo motor de indução são dadas em função das variáveis de estado do próprio motor, não sendo necessário o emprego das expressões (4.6) e (4.7).

4.5.1.2 Modelo de Terceira Ordem [35] [39] [40] [41]

Este modelo despreza os transitórios elétricos nas equações de tensão do estator, ou seja, assume

$$\dot{\psi}_{q_s} = \dot{\psi}_{d_s} = 0 \quad (4.42)$$

A formulação mais difundida deste modelo trata o motor de indução nos eixos real e imaginário, ao contrário da original com seus eixos "odq". Com a devida adaptação de variáveis [51] o motor pode ser modelado por um circuito equivalente Thevenin composto de uma tensão transitória E' atrás da resistência estatórica R_s e uma reatância transitória X' , de acordo com o circuito da figura 4.3.

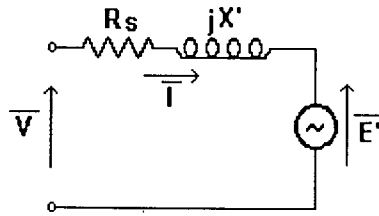


Figura 4.3. Circuito equivalente do motor de indução no modelo de 3ª ordem adaptado.

Do circuito equivalente pode ser retirada a relação fasorial

$$\frac{\dot{E}'}{E'} = -j\omega_s \overline{E'} - \frac{(\overline{E'} - j(X_o - X'))}{T_o'} \quad (4.43)$$

com

$$X' = X_s + \frac{X_r X_m}{X_r + X_m} \quad (4.44)$$

$$T_o' = \frac{X_r + X_m}{\omega_s R_r} \quad (4.45)$$

$$X_o = X_s + X_m \quad , \quad (4.46)$$

onde T_o' é a constante de tempo do rotor a circuito aberto, X_o é a reatância a circuito aberto e ω_s é a frequência angular síncrona, conforme definida no item 4.5.1.1.

Da expressão (4.43) as duas equações diferenciais elétricas do modelo podem ser determinadas:

$$\dot{E}_{re}' = \omega_s s E_{im}' - \frac{(E_{re}' + (X_o - X')I_{im})}{T_o'} \quad (4.47)$$

$$\dot{E}_{im}' = -\omega_s s E_{re}' - \frac{(E_{im}' + (X_o - X')I_{re})}{T_o'} \quad , \quad (4.48)$$

onde I_{re} e I_{im} são as componentes real e imaginária da corrente absorvida, dadas por

$$I_{re} = \frac{1}{R_s^2 + X'^2} (R_s V_{re} - R_s E_{re}' + X' V_{im} - X' E_{im}') \quad (4.49)$$

$$I_{im} = \frac{1}{R_s^2 + X'^2} (-X' V_{re} + X' E_{re}' + R_s V_{im} - R_s E_{im}') \quad (4.50)$$

A equação diferencial eletromecânica, em termos do escorregamento s , vale

$$\dot{s} = \frac{(T_m - T_e)}{2H} \quad , \quad (4.51)$$

com os torques eletromagnético e mecânico dados, respectivamente, por

$$T_e = \frac{(E_{re}' I_{re} + E_{im}' I_{im})}{\omega_s} \quad (4.52)$$

e

$$T_m = A + B s + C s^2 \quad (4.53)$$

Linearizadas, as equações diferenciais valem

$$\Delta \dot{E}'_{re} = -\frac{1}{T'_o} \Delta E'_{re} + \omega_s s \Delta E'_{im} + \omega_s E'_{im} \Delta s - \frac{(X_o - X')}{T'_o} \Delta I_{im} \quad (4.54)$$

$$\Delta \dot{E}'_{im} = -\omega_s s \Delta E'_{re} - \frac{1}{T'_o} \Delta E'_{im} - \omega_s E'_{re} \Delta s + \frac{(X_o - X')}{T'_o} \Delta I_{re} \quad (4.55)$$

$$\Delta \dot{s} = \frac{\Delta T_m - \Delta T_e}{2H} \quad , \quad (4.56)$$

com os torques

$$\begin{aligned} \Delta T_e = \frac{1}{R_s^2 + X'^2} [& (R_s V_{re} + X' V_{im} - 2 R_s E'_{re}) \Delta E'_{re} \\ & + (-X' V_{re} + R_s V_{im} - 2 R_s E'_{im}) \Delta E'_{im} \\ & + (R_s E'_{re} - X' E'_{im}) \Delta V_{re} + (X' E'_{re} + R_s E'_{im}) \Delta V_{im}] \end{aligned} \quad (4.57)$$

$$\Delta T_m = (B + 2C s) \Delta s \quad (4.58)$$

e as componentes da corrente absorvida,

$$\Delta I_{re} = \frac{1}{R_s^2 + X'^2} (R_s \Delta V_{re} - R_s \Delta E'_{re} + X' \Delta V_{im} - X' \Delta E'_{im}) \quad (4.59)$$

$$\Delta I_{im} = -\frac{1}{R_s^2 + X'^2} (-X' \Delta V_{re} + X' \Delta E'_{re} + R_s \Delta V_{im} - R_s \Delta E'_{im}) \quad (4.60)$$

As correntes injetadas devem ser tomadas pelas equações (4.49), (4.50), (4.59) e (4.60) com sinais trocados.

4.5.2 Modelos Baseados em Funções de Transferência Genéricas

Os modelos baseados em funções de transferência, embora concebidos para o domínio da frequência, podem ser adaptados para o domínio do tempo. Dependendo da ordem utilizada na modelagem, podem representar com maior ou menor precisão a resposta da potência da carga a variações na tensão. De acordo com a concepção original [42] [44], seus parâmetros são fixos, o que limita o seu uso em algumas situações [51]. Demonstra-se em

[51], por exemplo, a impossibilidade de que motores de indução sejam representados por uma única função de transferência com parâmetros fixos.

4.5.2.1 Modelo de Primeira Ordem [42] [44]

Este modelo considera que as relações entre potências absorvidas pela carga e tensão aplicada sejam dadas no domínio da frequência por

$$\frac{\Delta P(s)}{\Delta V(s)} = \frac{K_{pv}(1 + T_{2p}s)}{(1 + T_{1p}s)} \quad (4.61)$$

$$\frac{\Delta Q(s)}{\Delta V(s)} = \frac{K_{qv}(1 + T_{2q}s)}{(1 + T_{1q}s)} \quad , \quad (4.62)$$

onde K_{pv} e K_{qv} são ganhos em regime permanente e T_{1p} , T_{2p} , T_{1q} e T_{2q} são constantes de tempo.

Adotando os parâmetros intermediários

$$K_{p1} = \frac{K_{pv}T_{2p}}{T_{1p}} \quad K_{p2} = \frac{K_{pv}}{T_{1p}} \quad K_{p3} = \frac{1}{T_{1p}} \quad (4.63)$$

e introduzindo a variável de estado x_1 , a equação (4.61) pode ser expressa, no domínio tempo, por

$$\Delta P = K_{p1}\Delta V + x_1 \quad (4.64a)$$

$$\dot{x}_1 = -K_{p3}x_1 + (K_{p2} - K_{p1}K_{p3})\Delta V \quad , \quad (4.64b)$$

onde ΔP representa a variação de potência ativa da carga a uma variação em sua tensão, ΔV .

Em um diagrama de blocos a representação da potência ativa é dada de acordo com a figura 4.4.

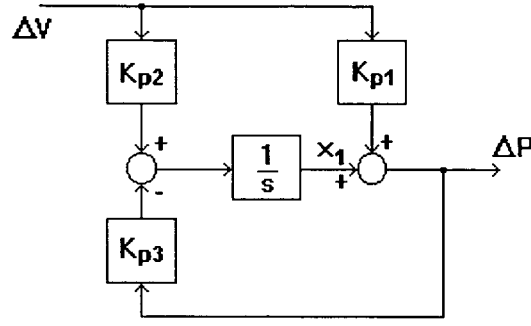


Figura 4.4 - Diagrama de blocos do modelo genérico de primeira ordem [44].

Por analogia tem-se, para a potência reativa,

$$\Delta Q = K_{q1}\Delta V + y_1 \quad (4.65a)$$

$$\dot{y}_1 = -K_{q3}y_1 + (K_{q2} - K_{q1}K_{q3})\Delta V \quad , \quad (4.65b)$$

onde K_{q1} , K_{q2} e K_{q3} são obtidos de maneira semelhante às equações (4.63).

As equações (4.64) e (4.65) encontram-se linearizadas, à exceção dos termos que incluem a variação na tensão, ΔV . Esta é função de suas componentes real e imaginária, ΔV_{re} e ΔV_{im} , respectivamente. Após a devida linearização, obtém-se

$$\Delta P = K_{p1}\left(\frac{V_{re}}{V}\Delta V_{re} + \frac{V_{im}}{V}\Delta V_{im}\right) + \Delta x_1 \quad (4.66a)$$

$$\dot{\Delta x}_1 = -K_{p3}\Delta x_1 + (K_{p2} - K_{p1}K_{p3})\left(\frac{V_{re}}{V}\Delta V_{re} + \frac{V_{im}}{V}\Delta V_{im}\right) \quad (4.66b)$$

e

$$\Delta Q = K_{q1}\left(\frac{V_{re}}{V}\Delta V_{re} + \frac{V_{im}}{V}\Delta V_{im}\right) + \Delta y_1 \quad (4.67a)$$

$$\dot{\Delta y}_1 = -K_{q3}\Delta y_1 + (K_{q2} - K_{q1}K_{q3})\left(\frac{V_{re}}{V}\Delta V_{re} + \frac{V_{im}}{V}\Delta V_{im}\right) \quad (4.67b)$$

As correntes injetadas são dadas pelas equações (4.2) e (4.3) que, linearizadas em um ponto de operação, valem

$$\Delta I_{re} = \left.\frac{\partial I_{re}}{\partial V_{re}}\right|_o \Delta V_{re} + \left.\frac{\partial I_{re}}{\partial V_{im}}\right|_o \Delta V_{im} + \left.\frac{\partial I_{re}}{\partial x_1}\right|_o \Delta x_1 + \left.\frac{\partial I_{re}}{\partial y_1}\right|_o \Delta y_1 \quad (4.68)$$

$$\Delta I_{im} = \left.\frac{\partial I_{im}}{\partial V_{re}}\right|_o \Delta V_{re} + \left.\frac{\partial I_{im}}{\partial V_{im}}\right|_o \Delta V_{im} + \left.\frac{\partial I_{im}}{\partial x_1}\right|_o \Delta x_1 + \left.\frac{\partial I_{im}}{\partial y_1}\right|_o \Delta y_1 \quad (4.69)$$

As derivadas parciais das correntes em relação às tensões são idênticas às expressões (4.8) a (4.11), sendo que para as mesmas valem

$$\frac{\partial P}{\partial V_{re}} = K_{p1} \frac{V_{re}}{V} \quad \frac{\partial P}{\partial V_{im}} = K_{p1} \frac{V_{im}}{V} \quad (4.70)$$

$$\frac{\partial Q}{\partial V_{re}} = K_{q1} \frac{V_{re}}{V} \quad \frac{\partial Q}{\partial V_{im}} = K_{q1} \frac{V_{im}}{V} \quad (4.71)$$

As derivadas restantes podem ser obtidas a partir de

$$\frac{\partial I_{re}}{\partial x_1} = -\frac{V_{re}}{V^2} \quad \frac{\partial I_{re}}{\partial y_1} = -\frac{V_{im}}{V^2} \quad (4.72)$$

$$\frac{\partial I_{im}}{\partial x_1} = -\frac{V_{im}}{V^2} \quad \frac{\partial I_{im}}{\partial y_1} = \frac{V_{re}}{V^2} \quad (4.73)$$

4.5.2.2 Modelo de Segunda Ordem [43]

Considera as relações entre potências absorvidas pela carga e tensão aplicada como

$$\frac{\Delta P(s)}{\Delta V(s)} = \frac{K_{pv}(1+T_{3p}s)(1+T_{4p}s)}{(1+T_{1p}s)(1+T_{2p}s)} \quad (4.74)$$

e

$$\frac{\Delta Q(s)}{\Delta V(s)} = \frac{K_{qv}(1+T_{3q}s)(1+T_{4q}s)}{(1+T_{1q}s)(1+T_{2q}s)} \quad (4.75)$$

onde K_{pv} e K_{qv} são ganhos em regime permanente e T_{1p} , T_{2p} , T_{3p} , T_{4p} , T_{1q} , T_{2q} , T_{3q} e T_{4q} são constantes de tempo.

Através dos parâmetros intermediários

$$\begin{aligned} K_{p1} &= \frac{K_{pv}T_{3p}T_{4p}}{T_{1p}T_{2p}} & K_{p2} &= \frac{K_{pv}(T_{4p}+T_{4p})}{T_{1p}T_{2p}} \\ K_{p3} &= \frac{T_{1p}+T_{2p}}{T_{1p}T_{2p}} & K_{p4} &= \frac{K_{pv}}{T_{1p}T_{2p}} & K_{p5} &= \frac{1}{T_{1p}T_{2p}} \end{aligned} \quad (4.76)$$

a equação (4.75) é transformada, para o domínio tempo, em

$$\Delta P = x_1 + K_{p1}\Delta V \quad (4.77a)$$

$$\dot{x}_1 = x_2 - K_{p3}x_1 + (K_{p2} - K_{p1}K_{p3})\Delta V \quad (4.77b)$$

$$\dot{x}_2 = -K_{p5}x_1 + (K_{p4} - K_{p1}K_{p5})\Delta V \quad , \quad (4.77c)$$

onde x_1 e x_2 são as variáveis de estado introduzidas para a potência ativa, com ΔP e ΔV mantendo o significado indicado no item 4.5.2.1.

Em um diagrama de blocos este modelo é representado de acordo com a figura 4.5.

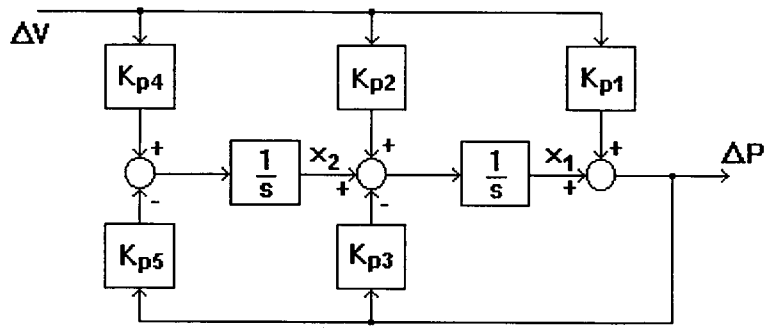


Figura 4.5. Diagrama de blocos do modelo genérico de segunda ordem [44].

Por analogia, tem-se para a potência reativa,

$$\Delta Q = y_1 + K_{q1}\Delta V \quad (4.78a)$$

$$\dot{y}_1 = y_2 - K_{q3}y_1 + (K_{q2} - K_{q1}K_{q3})\Delta V \quad (4.78b)$$

$$\dot{y}_2 = -K_{q5}y_1 + (K_{q4} - K_{q1}K_{q5})\Delta V \quad , \quad (4.78c)$$

onde K_{q1} , K_{q2} , K_{q3} , K_{q4} , e K_{q5} são obtidos de maneira semelhante às equações (4.76).

As equações linearizadas deste modelo valem

$$\Delta P = \Delta x_1 + K_{p1} \left(\frac{V_{re}}{V} \Delta V_{re} + \frac{V_{im}}{V} \Delta V_{im} \right) \quad (4.79a)$$

$$\dot{\Delta x}_1 = \Delta x_2 - K_{p3} \Delta x_1 + (K_{p2} - K_{p1}K_{p3}) \left(\frac{V_{re}}{V} \Delta V_{re} + \frac{V_{im}}{V} \Delta V_{im} \right) \quad (4.79b)$$

$$\dot{\Delta x}_2 = -K_{p5}\Delta x_1 + (K_{p4} - K_{p1}K_{p5})\left(\frac{V_{re}}{V}\Delta V_{re} + \frac{V_{im}}{V}\Delta V_{im}\right) \quad (4.79c)$$

e

$$\Delta Q = K_{q1}\left(\frac{V_{re}}{V}\Delta V_{re} + \frac{V_{im}}{V}\Delta V_{im}\right) + \Delta y_1 \quad (4.80a)$$

$$\dot{\Delta y}_1 = \Delta y_2 - K_{q3}\Delta y_1 + (K_{q2} - K_{q1}K_{q3})\left(\frac{V_{re}}{V}\Delta V_{re} + \frac{V_{im}}{V}\Delta V_{im}\right) \quad (4.80b)$$

$$\dot{\Delta y}_2 = -K_{q5}\Delta y_1 + (K_{q4} - K_{q1}K_{q5})\left(\frac{V_{re}}{V}\Delta V_{re} + \frac{V_{im}}{V}\Delta V_{im}\right) \quad (4.80c)$$

Uma vez que as expressões para as variações de potência ativa, ΔP , e reativa, ΔQ , neste modelo são idênticas às do modelo de 1ª ordem, as correntes injetadas também são dadas pelas equações (4.68) a (4.73).

4.5.2.3 Modelo de Terceira Ordem [43]

As seguintes relações são observadas:

$$\frac{\Delta P(s)}{\Delta V(s)} = \frac{K_{pv}(1 + T_{4p}s)(1 + T_{5p}s)(1 + T_{6p}s)}{(1 + T_{1p}s)(1 + T_{2p}s)(1 + T_{3p}s)} \quad (4.81)$$

$$\frac{\Delta Q(s)}{\Delta V(s)} = \frac{K_{qv}(1 + T_{4q}s)(1 + T_{5q}s)(1 + T_{6q}s)}{(1 + T_{1q}s)(1 + T_{2q}s)(1 + T_{3q}s)}, \quad (4.82)$$

onde K_{pv} e K_{qv} são ganhos em regime permanente e T_{1p} , T_{2p} , T_{3p} , T_{4p} , T_{5p} , T_{6p} , T_{1q} , T_{2q} , T_{3q} , T_{4q} , T_{5q} e T_{6q} são constantes de tempo.

Com o emprego dos parâmetros intermediários

$$\begin{aligned} K_{p1} &= \frac{K_{pv}T_{4p}T_{5p}T_{6p}}{T_{1p}T_{2p}T_{3p}} & K_{p2} &= \frac{K_{pv}(T_{4p}T_{5p} + T_{5p}T_{6p} + T_{6p}T_{4p})}{T_{1p}T_{2p}T_{3p}} \\ K_{p3} &= \frac{T_{1p}T_{2p} + T_{2p}T_{3p} + T_{3p}T_{1p}}{T_{1p}T_{2p}T_{3p}} & K_{p4} &= \frac{K_{pv}(T_{4p} + T_{5p} + T_{6p})}{T_{1p}T_{2p}T_{3p}} \\ K_{p5} &= \frac{T_{1p} + T_{2p} + T_{3p}}{T_{1p}T_{2p}T_{3p}} & K_{p6} &= \frac{K_{pv}}{T_{1p}T_{2p}T_{3p}} & K_{p7} &= \frac{1}{T_{1p}T_{2p}T_{3p}} \end{aligned} \quad (4.83)$$

e das variáveis de estado x_1 , x_2 e x_3 , tem-se

$$\Delta P = x_1 + K_{p1}\Delta V \quad (4.84a)$$

$$\dot{x}_1 = x_2 - K_{p3}x_1 + (K_{p2} - K_{p1}K_{p3})\Delta V \quad (4.84b)$$

$$\dot{x}_2 = x_3 - K_{p5}x_1 + (K_{p4} - K_{p1}K_{p5})\Delta V \quad (4.84c)$$

$$\dot{x}_3 = -K_{p7}x_1 + (K_{p6} - K_{p1}K_{p7})\Delta V \quad (4.84d)$$

Em um diagrama de blocos este modelo é representado de acordo com a figura

4.6.

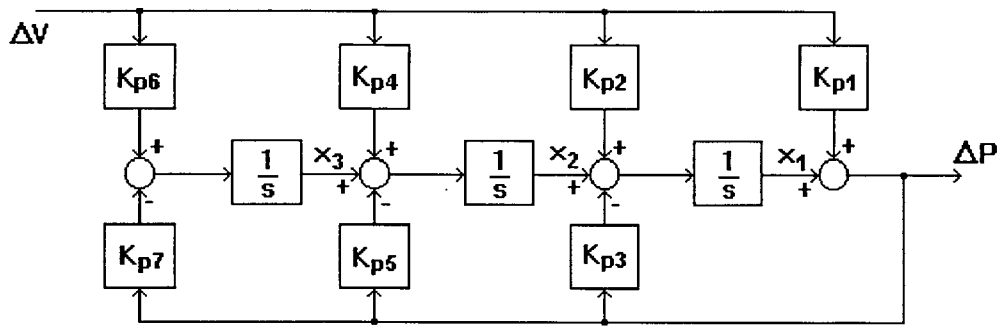


Figura 4.6. Diagrama de blocos do modelo genérico de terceira ordem [44].

Para a potência reativa valem as expressões

$$\Delta Q = y_1 + K_{q1}\Delta V \quad (4.85a)$$

$$\dot{y}_1 = y_2 - K_{q3}y_1 + (K_{q2} - K_{q1}K_{q3})\Delta V \quad (4.85b)$$

$$\dot{y}_2 = y_3 - K_{q5}y_1 + (K_{q4} - K_{q1}K_{q5})\Delta V \quad (4.85c)$$

$$\dot{y}_3 = -K_{q7}y_1 + (K_{q6} - K_{q1}K_{q7})\Delta V \quad (4.85d)$$

onde K_{q1} , K_{q2} , K_{q3} , K_{q4} , K_{q5} , K_{q6} e K_{q7} são obtidos de maneira semelhante às equações (4.83).

Linearizadas, as equações dinâmicas para a potência ativa são

$$\Delta P = \Delta x_1 + K_{p1} \left(\frac{V_{re}}{V} \Delta V_{re} + \frac{V_{im}}{V} \Delta V_{im} \right) \quad (4.86a)$$

$$\dot{\Delta x}_1 = \Delta x_2 - K_{p3} \Delta x_1 + (K_{p2} - K_{p1} K_{p3}) \left(\frac{V_{re}}{V} \Delta V_{re} + \frac{V_{im}}{V} \Delta V_{im} \right) \quad (4.86b)$$

$$\dot{\Delta x}_2 = \Delta x_3 - K_{p5} \Delta x_1 + (K_{p4} - K_{p1} K_{p5}) \left(\frac{V_{re}}{V} \Delta V_{re} + \frac{V_{im}}{V} \Delta V_{im} \right) \quad (4.86c)$$

$$\dot{\Delta x}_3 = -K_{p7} \Delta x_1 + (K_{p6} - K_{p1} K_{p7}) \left(\frac{V_{re}}{V} \Delta V_{re} + \frac{V_{im}}{V} \Delta V_{im} \right) \quad (4.86d)$$

e, para a potência reativa,

$$\Delta Q = K_{q1} \left(\frac{V_{re}}{V} \Delta V_{re} + \frac{V_{im}}{V} \Delta V_{im} \right) + \Delta y_1 \quad (4.87a)$$

$$\dot{\Delta y}_1 = \Delta y_2 - K_{q3} \Delta y_1 + (K_{q2} - K_{q1} K_{q3}) \left(\frac{V_{re}}{V} \Delta V_{re} + \frac{V_{im}}{V} \Delta V_{im} \right) \quad (4.87b)$$

$$\dot{\Delta y}_2 = \Delta y_3 - K_{q5} \Delta y_1 + (K_{q4} - K_{q1} K_{q5}) \left(\frac{V_{re}}{V} \Delta V_{re} + \frac{V_{im}}{V} \Delta V_{im} \right) \quad (4.87c)$$

$$\dot{\Delta y}_3 = -K_{q7} \Delta y_1 + (K_{q6} - K_{q1} K_{q7}) \left(\frac{V_{re}}{V} \Delta V_{re} + \frac{V_{im}}{V} \Delta V_{im} \right) \quad (4.87d)$$

Como no modelo de 2ª ordem, as correntes injetadas também são dadas pelas equações (4.68) a (4.73).

4.5.3 Modelos de Primeira Ordem Adaptados

São indicados dois modelos, segundo Hill [43] e Mansour [45], os quais baseiam-se no fato de que o comportamento agregado da carga para variações de tensão aplicada possui o aspecto indicado na figura 4.7. Tratam-se de modelos de 1ª ordem e, apesar de possuírem formulações distintas, podem fornecer a mesma resposta [51]. São modelos adaptados pois apresentam, em relação aos modelos dinâmicos baseados em funções de transferência genéricas, a vantagem de terem seus parâmetros variáveis, dependentes da tensão aplicada à carga. Este fato lhes confere maior versatilidade do ponto de vista aplicativo, uma vez que podem representar com maior precisão cargas cujo comportamento dinâmico dependa da tensão de operação.

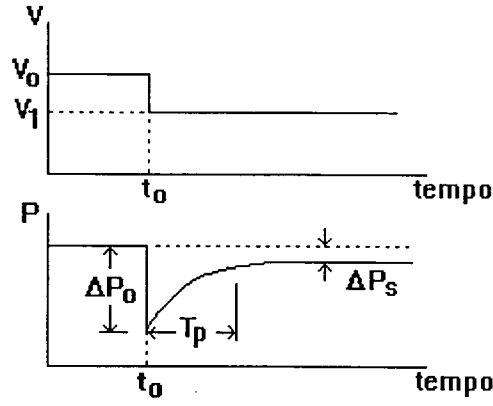


Figura 4.7. Resposta da carga a um degrau na tensão aplicada.

O equacionamento original de ambos modelos [43] [45] baseia-se na formulação exponencial. Para o modelo segundo Mansour [45], no entanto, o presente trabalho também aborda a formulação polinomial, elaborada em [51].

4.5.3.1 Modelo de Hill [43]

Considera que o comportamento da carga possa ser representado através de

$$T_p \dot{P} + P = P_s(V) + \frac{d}{dt}(K_p(V)) \quad , \quad (4.88)$$

onde T_p é uma constante de tempo, $P_s(V)$ e $K_p(V)$ são as funções estática e dinâmica da carga, respectivamente.

Na formulação exponencial as funções estática e dinâmica da carga são dadas, respectivamente, por

$$P_s(V) = P_o V^a \quad (4.89)$$

e

$$K_p(V) = \int_0^V k_p(\sigma) d\sigma \quad (4.90)$$

A forma indicada para a função dinâmica da carga, de acordo com a equação (4.90), é genérica, devendo ser determinada em função de medições efetuadas na carga. Para a mesma pode-se considerar, por exemplo,

$$K_p(V) = \frac{1}{\alpha} k_p V^\alpha \quad (4.91)$$

A variável de estado x pode ser criada de acordo com

$$x = T_p P - K_p(V) \quad (4.92)$$

e, se introduzida na expressão (4.88), fornece

$$\dot{x} = T_p \dot{P} - \frac{d}{dt} [K_p(V)] = P_s(V) - P \quad (4.93)$$

de onde obtém-se

$$P = \frac{1}{T_p} [x + K_p(V)] \quad (4.94)$$

$$\dot{x} = -\frac{1}{T_p} x + P_s(V) - \frac{1}{T_p} K_p(V) \quad (4.95)$$

Em um diagrama de blocos as equações (4.94) e (4.95) podem ser representadas de acordo com a figura 4.8.

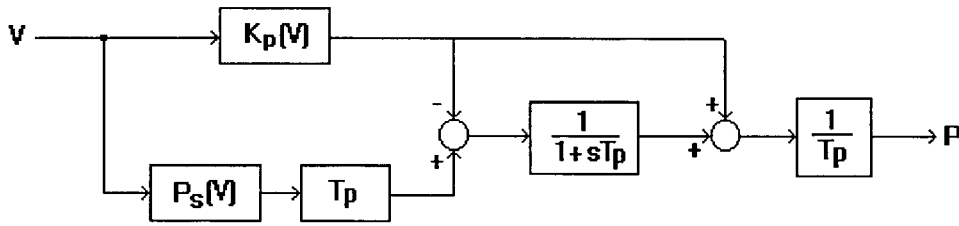


Figura 4.8. Diagrama de blocos, para a potência ativa, do modelo de Hill [43].

Considerando que para a potência reativa sejam utilizadas as variáveis T_q , β , b e y , em substituição a T_p , α , a e x , da potência ativa, respectivamente, as equações linearizadas podem ser expressas por

$$\Delta \dot{x} = -\frac{1}{T_p} \Delta x + \left(a P_o V^{a-2} - \frac{k_p}{T_p} V^{\alpha-2} \right) V_{re} \Delta V_{re} + \left(a P_o V^{a-2} - \frac{k_p}{T_p} V^{\alpha-2} \right) V_{im} \Delta V_{im} \quad (4.96)$$

$$\Delta \dot{y} = -\frac{1}{T_q} \Delta y + \left(b Q_c V^{b-2} - \frac{k_q}{T_q} V^{\beta-2} \right) V_{re} \Delta V_{re} + \left(b Q_c V^{b-2} - \frac{k_q}{T_q} V^{\beta-2} \right) V_{im} \Delta V_{im} \quad (4.97)$$

Para as correntes injetadas tem-se

$$\Delta I_{re} = \left. \frac{\partial I_{re}}{\partial V_{re}} \right|_o \Delta V_{re} + \left. \frac{\partial I_{re}}{\partial V_{im}} \right|_o \Delta V_{im} + \left. \frac{\partial I_{re}}{\partial x} \right|_o \Delta x + \left. \frac{\partial I_{re}}{\partial y} \right|_o \Delta y \quad (4.98)$$

$$\Delta I_{im} = \left. \frac{\partial I_{im}}{\partial V_{re}} \right|_o \Delta V_{re} + \left. \frac{\partial I_{im}}{\partial V_{im}} \right|_o \Delta V_{im} + \left. \frac{\partial I_{im}}{\partial x} \right|_o \Delta x + \left. \frac{\partial I_{im}}{\partial y} \right|_o \Delta y \quad , \quad (4.99)$$

sendo que as derivadas parciais em relação às tensões são fornecidas pelas equações (4.8) a (4.11). Os demais termos valem

$$\frac{\partial P}{\partial V_{re}} = \frac{k_p}{T_p} V^{\alpha-2} V_{re} \quad \frac{\partial P}{\partial V_{im}} = \frac{k_p}{T_p} V^{\alpha-2} V_{im} \quad (4.100)$$

$$\frac{\partial Q}{\partial V_{re}} = \frac{k_q}{T_q} V^{\beta-2} V_{re} \quad \frac{\partial Q}{\partial V_{im}} = \frac{k_q}{T_q} V^{\beta-2} V_{im} \quad (4.101)$$

e

$$\frac{\partial I_{re}}{\partial x} = \frac{1}{T_p V^2} \quad \frac{\partial I_{re}}{\partial x} = -\frac{1}{T_q V^2} \quad (4.102)$$

$$\frac{\partial I_{im}}{\partial y} = -\frac{1}{T_p V^2} \quad \frac{\partial I_{im}}{\partial x_q} = -\frac{1}{T_q V^2} \quad (4.103)$$

4.5.3.2. Modelo de Mansour [45]

Este modelo considera que a demanda da carga possua duas componentes: uma transitória e outra de regime permanente, P_t e P_s , respectivamente, para a potência ativa, que podem ser visualizadas através da figura 4.9.

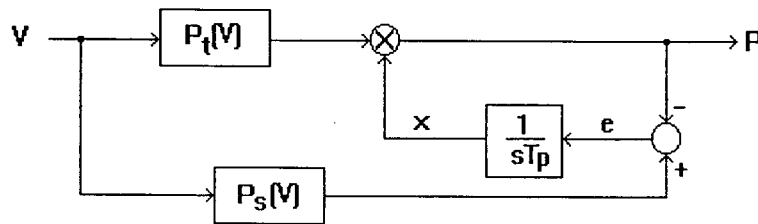


Figura 4.9. Diagrama de blocos, para a potência ativa, do modelo segundo Mansour [45].

As equações das potências ativa e reativa valem, respectivamente,

$$T_p \dot{x} = P_s(V) - P \quad P = x P_t(V) \quad (4.104)$$

e

$$T_q \dot{y} = Q_s(V) - Q \quad Q = y Q_t(V) \quad (4.105)$$

Na formulação exponencial pode-se definir

$$P_t(V) = V^\alpha \quad P_s(V) = P_o V^a \quad (4.106)$$

e

$$Q_t(V) = V^\beta \quad Q_s(V) = Q_o V^b \quad , \quad (4.107)$$

onde P_o e Q_o são os valores de potência da carga para tensão aplicada de 1 pu.

Linearizadas, as equações tornam-se

$$\Delta \dot{x} = \frac{1}{T_p} \left[-V^\alpha \Delta x + (a P_o V^{a-2} - x \alpha V^{\alpha-2}) V_{re} \Delta V_{re} + (a P_o V^{a-2} - y \alpha V^{\alpha-2}) V_{im} \Delta V_{im} \right] \quad (4.108)$$

$$\Delta \dot{y} = \frac{1}{T_q} \left[-V^\beta \Delta y + (b Q_o V^{b-2} - y \beta V^{\beta-2}) V_{re} \Delta V_{re} + (b Q_o V^{b-2} - x \beta V^{\beta-2}) V_{im} \Delta V_{im} \right] \quad (4.109)$$

As correntes injetadas valem

$$\Delta I_{re} = \left. \frac{\partial I_{re}}{\partial V_{re}} \right|_o \Delta V_{re} + \left. \frac{\partial I_{re}}{\partial V_{im}} \right|_o \Delta V_{im} + \left. \frac{\partial I_{re}}{\partial x} \right|_o \Delta x + \left. \frac{\partial I_{re}}{\partial y} \right|_o \Delta y \quad (4.110)$$

$$\Delta I_{im} = \left. \frac{\partial I_{im}}{\partial V_{re}} \right|_o \Delta V_{re} + \left. \frac{\partial I_{im}}{\partial V_{im}} \right|_o \Delta V_{im} + \left. \frac{\partial I_{im}}{\partial x} \right|_o \Delta x + \left. \frac{\partial I_{im}}{\partial y} \right|_o \Delta y \quad , \quad (4.111)$$

com as derivadas parciais em relação às tensões fornecidas pelas equações (4.8) a (4.11). Os demais termos valem

$$\frac{\partial P}{\partial V_{re}} = \alpha x V^{\alpha-2} V_{re} \quad \frac{\partial P}{\partial V_{im}} = \alpha x V^{\alpha-2} V_{im} \quad (4.112)$$

$$\frac{\partial Q}{\partial V_{re}} = \beta y V^{\beta-2} V_{re} \quad \frac{\partial Q}{\partial V_{im}} = \beta y V^{\beta-2} V_{im} \quad (4.113)$$

e

$$\frac{\partial I_{re}}{\partial x} = -V^{\alpha-2} V_{re} \quad \frac{\partial I_{re}}{\partial y} = -V^{\beta-2} V_{im} \quad (4.114)$$

$$\frac{\partial I_{im}}{\partial x} = -V^{\alpha-2} V_{im} \quad \frac{\partial I_{im}}{\partial y} = V^{\beta-2} V_{re} \quad (4.115)$$

Caso a formulação polinomial seja empregada, tem-se

$$P_t(V) = c_0 + c_1V + c_2V^2 \quad P_s(V) = P_o(d_0 + d_1V + d_2V^2) \quad (4.116)$$

e

$$Q_t(V) = e_0 + e_1V + e_2V^2 \quad Q_s(V) = Q_o(f_0 + f_1V + f_2V^2) \quad , \quad (4.117)$$

onde P_o e Q_o são os valores de potência da carga para tensão aplicada de 1 pu.

Linearizadas, as equações tornam-se

$$\Delta x = \frac{1}{T_p} \left[\begin{aligned} &-(c_0 + c_1V + c_2V^2)\Delta x + [P_o(d_1 + 2d_2V) - x(c_1 + 2c_2V)]\frac{V_{re}}{V}\Delta V_{re} + \\ &+[P_o(d_1 + 2d_2V) - x(c_1 + 2c_2V)]\frac{V_{im}}{V}\Delta V_{im} \end{aligned} \right] \quad (4.118)$$

$$\Delta y = \frac{1}{T_q} \left[\begin{aligned} &-(e_0 + e_1V + e_2V^2)\Delta y + [Q_o(f_1 + 2f_2V) - y(e_1 + 2e_2V)]\frac{V_{re}}{V}\Delta V_{re} + \\ &+[Q_o(f_1 + 2f_2V) - y(e_1 + 2e_2V)]\frac{V_{im}}{V}\Delta V_{im} \end{aligned} \right] \quad (4.119)$$

As correntes injetadas têm expressões idênticas às equações (4.110) e (4.111), com as derivadas parciais em relação às tensões fornecidas pelas equações (4.8) a (4.11). Os demais termos valem

$$\frac{\partial P}{\partial V_{re}} = x(c_1V^{-1} + 2c_2)V_{re} \quad \frac{\partial P}{\partial V_{im}} = x(c_1V^{-1} + 2c_2)V_{im} \quad (4.120)$$

$$\frac{\partial Q}{\partial V_{re}} = y(e_1V^{-1} + 2e_2)V_{re} \quad \frac{\partial Q}{\partial V_{im}} = y(e_1V^{-1} + 2e_2)V_{im} \quad (4.121)$$

e

$$\frac{\partial I_{re}}{\partial x} = -V_{re}(c_0V^{-2} + c_1V^{-1} + c_2) \quad \frac{\partial I_{re}}{\partial y} = -V_{im}(e_0V^{-2} + e_1V^{-1} + e_2) \quad (4.122)$$

$$\frac{\partial I_{im}}{\partial x} = -V_{im}(c_0V^{-2} + c_1V^{-1} + c_2) \quad \frac{\partial I_{im}}{\partial y} = V_{re}(e_0V^{-2} + e_1V^{-1} + e_2) \quad (4.123)$$

4.6 Conclusão

Foram apresentadas neste capítulo noções básicas a respeito do processo de modelagem da carga através dos desenvolvimentos baseados em componentes e em medições.

Ambas metodologias possuem vantagens e desvantagens, sendo que a escolha da que deve ser utilizada é função dos dados disponíveis, tais como composição da carga e medições de campo.

Também foram indicados os modelos estáticos e dinâmicos mais difundidos na literatura. Os modelos estáticos e os dinâmicos baseados no motor de indução foram os primeiros a serem utilizados em simulações dinâmicas de sistemas elétricos de potência. Dentre os dinâmicos, ainda, alguns podem ser utilizados para representar o comportamento agregado da carga, com o objetivo de redução do número de variáveis na análise. Neste sentido, destacam-se os modelos baseados em funções de transferência genéricas e os modelos segundo Hill e Mansour.

No próximo capítulo são apresentados os resultados de simulações através da análise modal, utilizando diversas modelagens de carga, objetivando analisar a influência destas na estabilidade de tensão.

Capítulo 5

Resultados de Simulações

5.1 Introdução

Objetiva-se neste capítulo aplicar a metodologia de estudo da estabilidade de tensão baseada na análise modal a sistemas de duas e nove barras, através de diversas simulações. Paralelamente, objetiva-se verificar a influência da modelagem da carga na estabilidade de tensão. As simulações são efetuadas através do software AMET, especificamente desenvolvido para a análise modal da estabilidade de tensão. No apêndice D apresenta-se uma breve descrição deste software.

As simulações baseiam-se nos sistemas de 2 e 9 barras, propostos por Rajagopalan [23] e Anderson [34], respectivamente. A descrição de ambos encontra-se no apêndice C. Embora sejam sistemas de pequeno porte, eles permitem o entendimento do mecanismo da instabilidade de tensão, através de algumas de suas causas, tais como o aumento da demanda e o nível de compensação de reativos.

Para os sistemas indicados, inicialmente efetua-se uma análise com a modelagem estática da carga, seguindo-se várias outras simulações em que a modelagem dinâmica desta é indicada. No sistema de duas barras é dada a ênfase para a representação da carga através de modelos de motor de indução, com potências e ordens distintas, bem como uma comparação destes com os denominados modelos agregados de carga. Igualmente,

analisa-se a possibilidade de operação deste sistema em pontos da região inferior de sua curva PV. Para o sistema de nove barras o enfoque reside na análise do desempenho de cargas compostas em confronto com os modelos agregados de carga. Da mesma forma, analisa-se a influência de parâmetros de modelos dinâmicos da carga na análise modal, além do cálculo do índice de estabilidade para uma situação pós-contingência. Em ambos sistemas, de duas e nove barras, realiza-se uma comparação entre os resultados obtidos através da análise modal e os do método estático via mínimo valor singular da matriz Jacobiana do fluxo de potência.

De maneira geral, para os casos simulados, são levantadas as curvas PV e as trajetórias dos autovalores dominantes através de sucessivos aumentos no valor da demanda da carga. Para fins de simplificação, estes aumentos na demanda são expressos como valores múltiplos da potência de referência, indicada em cada caso analisado. As curvas PV, salvo indicação em contrário, são determinadas a partir dos resultados do fluxo de potência via Newton-Raphson ou Gauss-Seidel. Estes métodos, no entanto, não são adequados ao estudo de sistemas fortemente carregados, dada a dificuldade de convergência nesta situação [52]. Apesar deste fato, os resultados obtidos são bastante satisfatórios quando comparados aos do trabalho de Rajagopalan [23]. Em todos os casos, os fatores de participação são calculados com autovalores não normalizados, sendo que apenas os mais significativos são indicados.

Inicialmente são apresentados os resultados obtidos para o sistema de duas barras.

5.2 Sistema de 2 Barras

O sistema de duas barras [23] compõe-se de um gerador e uma barra de carga, sendo representado através do diagrama unifilar da figura 5.1.



Figura 5.1. Diagrama unifilar do sistema de 2 barras [23].

Os resultados obtidos para este sistema encontram-se listados a seguir.

5.2.1 Cargas Estáticas

São simulados os modelos estáticos de carga conforme potência, corrente e impedância constantes. Para ambos os casos é adotada uma demanda de referência igual a $(100 + j48.7)$ MVA. As curvas PV são obtidas através de sucessivos aumentos no valor da demanda e encontram-se na figura 5.2. Apenas para o caso de potência constante o ponto inferior da curva corresponde ao limite máximo de carregamento com obtenção de convergência no fluxo de potência.

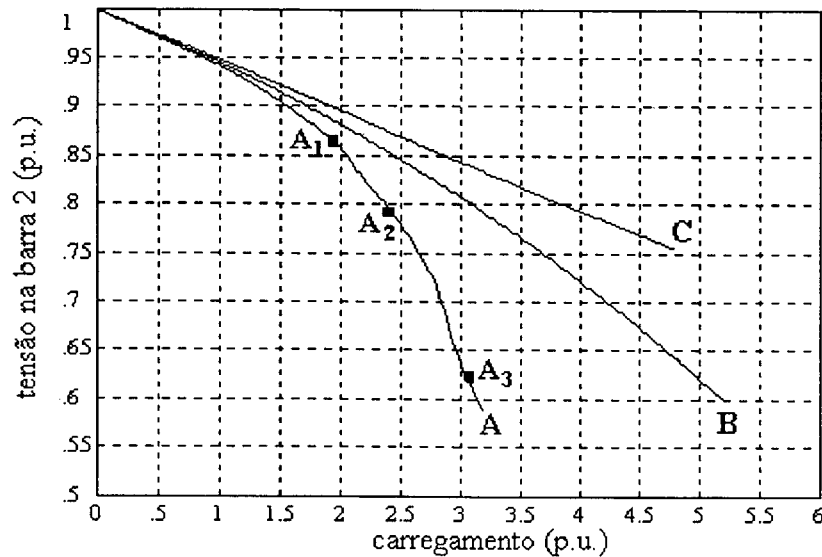


Figura 5.2. Curvas PV: A-potência constante; B-corrente constante; C-impedância constante.

Do ponto de vista estático, através da análise das curvas PV, a operação com potência constante é a mais crítica. O aumento de sua demanda, por esta ser independente da tensão aplicada, resulta em maiores correntes absorvidas, maiores quedas de tensão e, por consequência, menores valores de tensão.

Do ponto de vista dinâmico a operação com potência constante é mais crítica ainda, dado que das três modelagens de carga sugeridas esta é a única que apresenta região de instabilidade de tensão, conforme figuras 5.3 e 5.4. Para esta carga, a operação é estável até o carregamento de 1.96 vezes a demanda de referência, ponto A1 da figura 5.3, quando um par de autovalores, complexos e conjugados, cruzam o semi-plano direito do plano S. Estes autovalores permanecem conjugados até o carregamento de 2.37, ponto A2, quando a parte imaginária de ambos torna-se nula. A partir do ponto A2, um dos autovalores desloca-se para a região mais à direita do semi-plano direito, indo a mais infinito e retornando ao semi-plano esquerdo através do menos infinito com uma velocidade bastante elevada [23]. O outro autovalor, a partir do ponto A2, desloca-se em direção ao semi-plano esquerdo, alcançando-o no ponto A3 com um carregamento de 3.00, com uma velocidade sensivelmente menor que a do outro autovalor dominante.

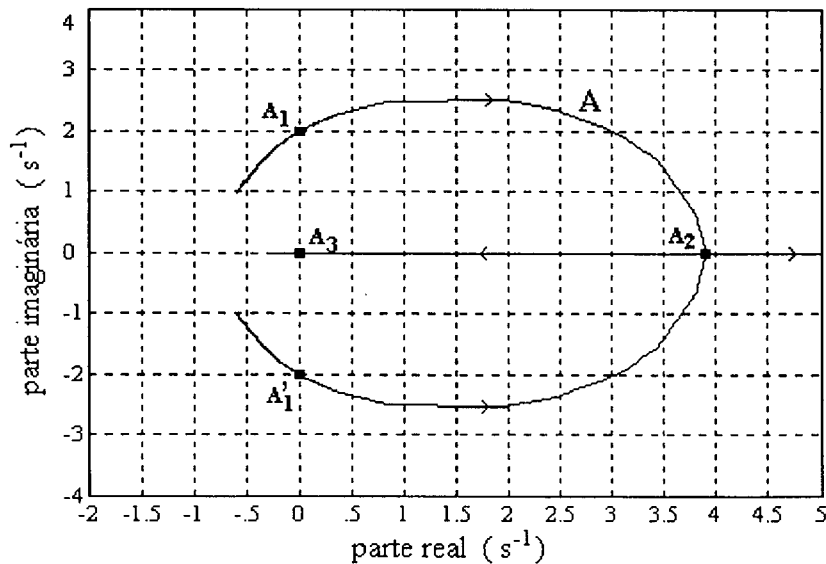


Figura 5.3. Trajetória dos autovalores dominantes: A-potência constante.

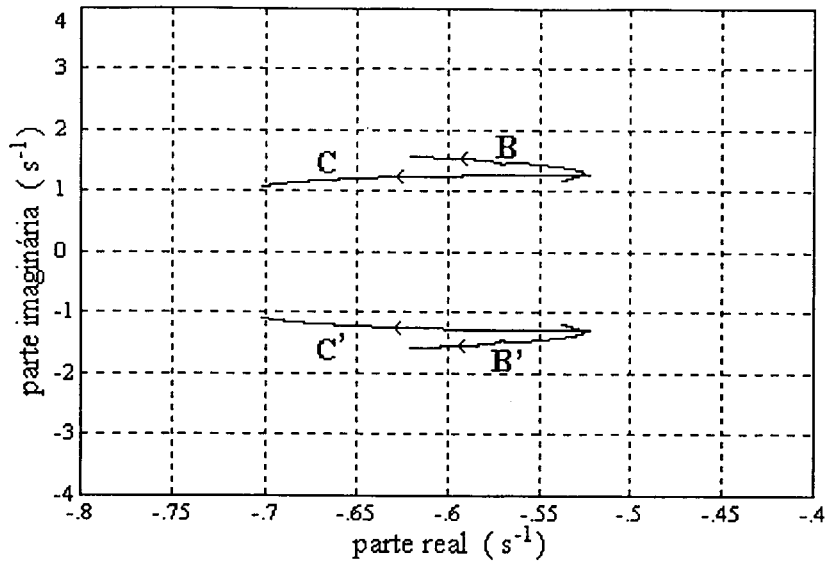


Figura 5.4. Trajetória dos autovalores dominantes:
B-corrente constante; C-impedância constante.

A associação destes modos instáveis com as variáveis de estado é realizada através dos fatores de participação, de acordo com a tabela 5.1.

carregamento	autovalores	variáveis de estado e fatores de participação
1.5	$-0.348 \pm j1.529$	$E'_q(0.55), E_{fd}(0.10), V_r(0.07), V_{F1}(0.39)$
2.0	$0.070 \pm j2.073$	$E'_q(0.56), E'_d(0.09), E_{fd}(0.14), V_r(0.10), V_{F1}(0.34)$
2.4	8.844	$E'_q(0.84), E'_d(0.58), E_{fd}(0.22), V_r(0.19)$
	2.212	$E'_d(0.21), E_{fd}(0.46), V_r(0.34), V_{F1}(0.40)$
3.0	0.025	$E'_q(0.32), E_{fd}(0.12), V_r(0.08), V_{F1}(0.48)$

Tabela 5.1. Autovalores dominantes e sua associação com variáveis de estado na operação com potência constante.

O processo da instabilidade é vinculado à tensão pois através dos fatores de participação percebe-se a maior influência na mesma das variáveis E'_q e V_{F1} , do gerador e seu RAT, respectivamente. A influência de E'_q é justificada pela sua associação direta com E_{fd} , também variável de estado do RAT, de acordo com a equação A.7.

5.2.2 Cargas Dinâmicas (Motores de Indução de 500 HP)

Pretende-se verificar o comportamento dinâmico do sistema com a modelagem dinâmica da carga através de motores de indução de 500 HP, de acordo com os dados contidos na tabela 5.2.

potência (HP)	500
base (MVA)	0.37325
número de pólos	4
H (seg)	1.0528
A (pu) *	0.67867
B (pu) *	-0.34098
C (pu) *	0.0
R_s (pu)	0.018486
X_s (pu)	0.085093
R_r (pu)	0.013194
X_r (pu)	0.085093
X_m (pu)	3.81152

* Obs.: dados de carga mecânica correspondem a 75% do torque nominal para $V = 1.0$ pu.

Tabela 5.2. Dados do motor de indução de 500 HP.

É considerada inicialmente uma demanda de referência de $(100 + j48.7)$ MVA, para fins de comparação com os resultados obtidos no item 5.1.1. Esta demanda é equivalente a 390 motores de indução de 500 HP com as características indicadas, sem compensação de reativos, levando a um fator de potência na barra igual a 0.899 indutivo com tensão aplicada de 1 pu. O processo de cálculo dos n motores de indução para a composição de uma demanda especificada encontra-se no apêndice B. O aumento da demanda realizado nas simulações equivale a um incremento no número de motores especificados, mantendo-se as características da carga mecânica aplicada em seus eixos. Um segundo caso é abordado em que, com os mesmos 390 motores de indução, é efetuada uma compensação de reativos para tornar o fator

de potência igual a 0.95 indutivo para a tensão de 1 pu, ou seja, com demanda de referência igual a $(100 + j32.9)$ MVA.

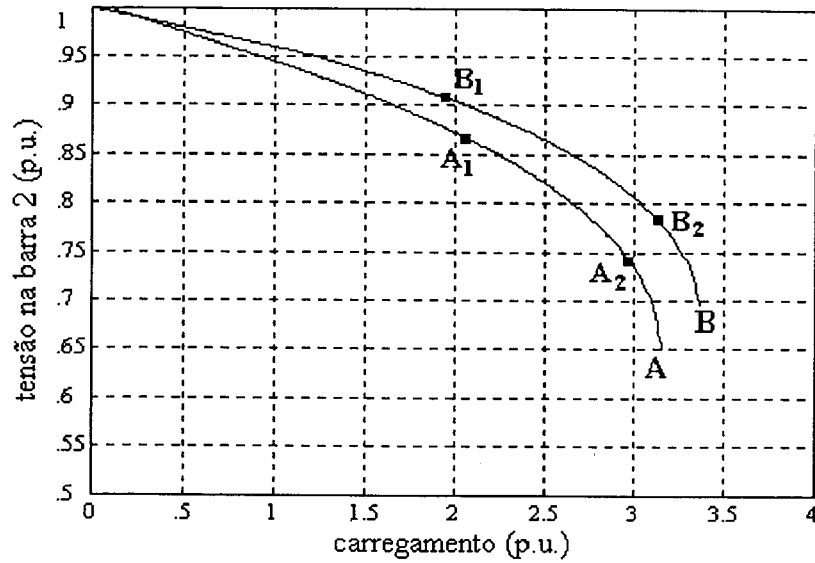


Figura 5.5. Curvas PV do motor de 500 HP: A-sem; B-com compensação de reativos.

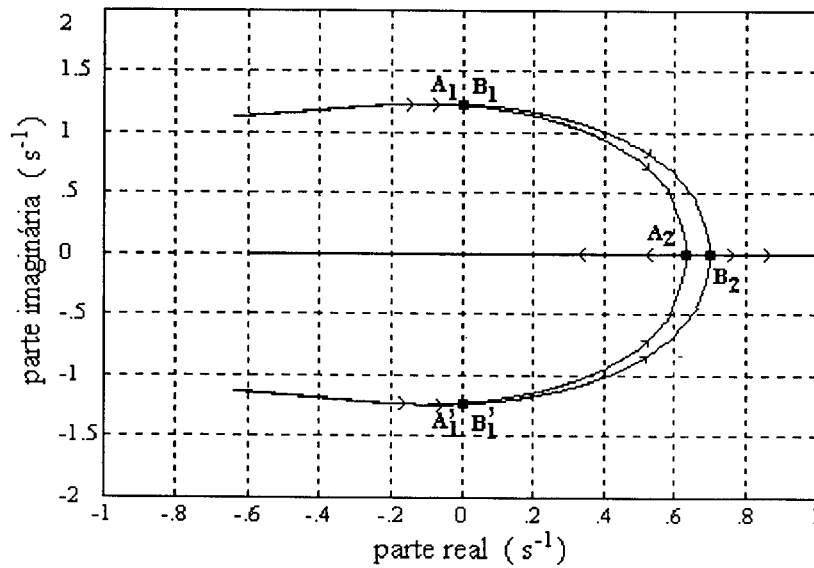


Figura 5.6. Trajetória dos autovalores dominantes do motor de 500 HP:
A-sem; B-com compensação de reativos.

Nas figuras 5.5 e 5.6 verificam-se as curvas PV e a trajetória dos autovalores dominantes. Para ambos os casos o sistema é estável até os pontos A1 e B1, conforme a figura 5.6, com carregamentos de 2.04 e 1.95, respectivamente. A partir destes, a parte real dos autovalores complexos e conjugados torna-se positiva, caracterizando uma operação instável.

Nos pontos A2 e B2, com respectivos carregamentos de 2.96 e 3.15, os autovalores migram sobre o eixo real, um para cada sentido. Em ambos casos, um destes autovalores retorna ao semi-plano esquerdo, sendo que o outro permanece no semi-plano direito do plano S até o limite máximo de carregamento.

A tabela 5.3, válida para o caso com compensação de reativos, confirma a natureza do fenômeno da instabilidade de tensão. À medida em que ocorre o aumento da demanda, percebe-se o surgimento de outras variáveis de estado associadas ao fenômeno, além de E'_q e V_{F1} , relativas à carga. Para este caso, com valores de carregamento próximos ao máximo, apenas as variáveis de estado da carga, s , E'_{re} e E'_{im} , estão associadas à instabilidade de tensão.

carregamento	autovalores	variáveis de estado e fatores de participação
1.0	$-0.341 \pm j1.197$	$E'_q(0.48), E_{fd}(0.08), V_r(0.05), V_{F1}(0.36), E'_{re}(0.09)$
2.0	$0.023 \pm j1.230$	$E'_q(0.38), E_{fd}(0.09), V_r(0.06), V_{F1}(0.28), E'_{re}(0.13), E'_{im}(0.09)$
3.1	$0.667 \pm j0.417$	$E'_q(0.55), E_{fd}(0.25), V_r(0.17), V_{F1}(0.58), s(0.38), E'_{re}(0.35), E'_{im}(0.69)$
3.38 (máximo)	2.520	$s(0.42), E'_{re}(0.26), E'_{im}(0.38)$

Tabela 5.3. Autovalores dominantes e sua associação com variáveis de estado na operação com motores de indução de 500 HP com compensação de reativos.

No caso com compensação de reativos verifica-se que o início da instabilidade ocorre com uma tensão maior e um carregamento menor do que no caso sem a compensação. Este é um fenômeno que merece destaque especial por ser comum a sistemas fortemente compensados [27].

Comparando estes dois casos, relativos à operação com motores de 500 HP com e sem compensação de reativos, com aquele da carga modelada como estática com potência constante, relativo ao item 5.2.1, observa-se que os valores encontrados para o carregamento a partir do qual ocorre a instabilidade de tensão são bastante próximos entre si. A diferença entre estes, no entanto, reside no aspecto de que com a modelagem da carga através de motores de 500 HP apenas uma região de operação estável é verificada,

diferentemente da operação com potência constante, onde ocorre uma segunda região estável, a partir do ponto A3 da figura 5.2.

Com a finalidade de comparar o desempenho dos modelos de motores de indução, a tabela 5.4 contém os autovalores do sistema para os modelos de 3ª e 5ª ordem empregando-se motores de 500 HP sem compensação de reativos.

carregamento	autovalores (modelo de 3ª ordem)	autovalores (modelo de 5ª ordem)
1.0	$-3.568 \pm j11.610$ $-5.176 \pm j7.800$ -5.926 $-0.366 \pm j1.194$ (*) -2.606	$-28.723 \pm j606.770$ (**) $-3.584 \pm j11.623$ $-5.177 \pm j7.806$ -5.872 $-0.367 \pm j1.194$ (*) -2.617
2.0	$-2.969 \pm j8.194$ $-5.142 \pm j7.860$ -5.779 $0.261 \pm j1.094$ (*) -1.519	$-30.613 \pm j1232.231$ (**) $-2.966 \pm j8.201$ $-5.148 \pm j7.863$ -5.736 $0.261 \pm j1.094$ (*) -1.525
3.38 (máximo)	$-5.113 \pm j7.888$ $-3.827 \pm j7.876$ 2.580 (*) -5.824 $-0.601 \pm j0.442$	$-30.969 \pm j1507.206$ (**) $-5.119 \pm j7.886$ $-3.803 \pm j7.887$ 2.590 (*) -5.797 $-0.603 \pm j0.441$

Tabela 5.4. Autovalores para os modelos de 3ª e 5ª ordem de motores de indução de 500 HP, onde (*) e (**) indicam os associados à instabilidade de tensão e aos fluxos do estator, respectivamente.

Os autovalores acrescentados no modelo de 5ª ordem estão associados aos fluxos do estator, ψ_{ds} e ψ_{qs} , e demonstram estar suficientemente afastados do semi-plano direito, podendo ser desprezados. Tal conclusão também é obtida por Krause [40] para uma análise modal do motor de indução operando isoladamente, sem a influência de outros elementos do sistema. A dinâmica dos fluxos do estator pode ser desprezada por possuir uma reduzida constante tempo, comparável à da rede, cuja dinâmica também é desconsiderada no presente trabalho, conforme item 3.3. Dado que os demais autovalores são bastante semelhantes entre si, o modelo de 3ª ordem é capaz de modelar com precisão satisfatória o motor de indução na análise dinâmica da estabilidade de tensão.

5.2.3 Cargas Dinâmicas (Motores de Indução de 50 HP)

O procedimento adotado é o mesmo do item 5.2.2, com a diferença de serem utilizados motores de indução de 50 HP, com dados contidos na tabela 5.5.

potência (HP)	50
base (MVA)	0.037325
número de pólos	4
H (seg)	1.5820
A (pu) *	0.64841
B (pu) *	-0.32875
C (pu) *	0.0
R_s (pu)	0.015347
X_s (pu)	0.053272
R_r (pu)	0.040219
X_r (pu)	0.053272
X_m (pu)	2.307285

* Obs.: dados de carga mecânica correspondem a 75% do torque nominal para $V = 1.0$ pu.

Tabela 5.5. Dados do motor de indução de 50 HP.

Em [51] encontra-se uma análise dos motores de indução, de onde pode-se verificar uma diferença significativa no desempenho dos mesmos em função da potência nominal e das características de carregamento mecânico. Objetiva-se, neste sentido, verificar a influência que a alteração de parâmetros do motor de indução pode trazer na análise modal da estabilidade de tensão.

Adota-se inicialmente uma demanda de referência de $(100 + j71.1)$ MVA, correspondendo a 4128 motores de indução [51] de 50 HP, sem compensação de reativos, operando a um fator de potência igual a 0.815 indutivo com tensão de 1 pu. Também aborda-se o caso com compensação de reativos, de tal forma que a demanda de referência nesta condição seja de $(100 + j32.9)$ MVA, com fator de potência 0.95 indutivo a uma tensão

aplicada de 1 pu. As figuras 5.7 e 5.8 resumem o comportamento do sistema nestes casos. Em ambas situações o carregamento máximo indicado corresponde ao do limite do fluxo de potência.

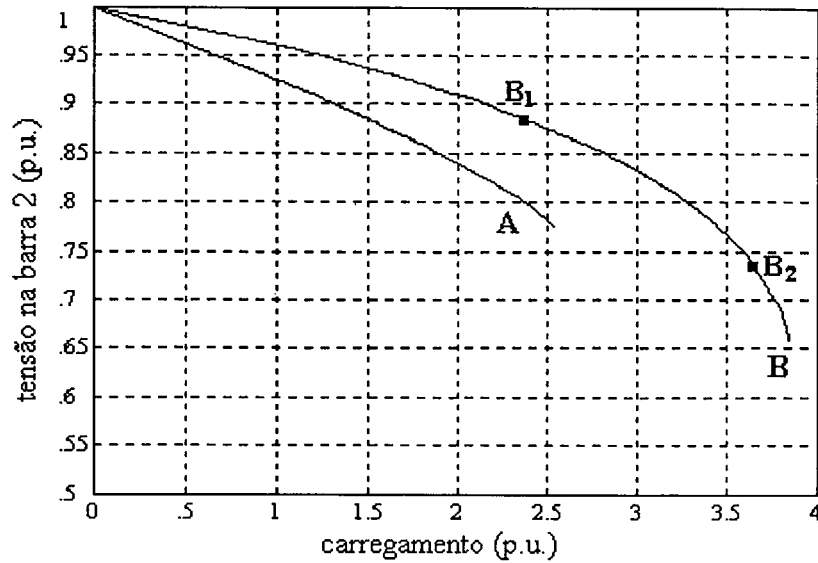


Figura 5.7. Curvas PV do motor de 50 HP: A-sem; B-com compensação de reativos.

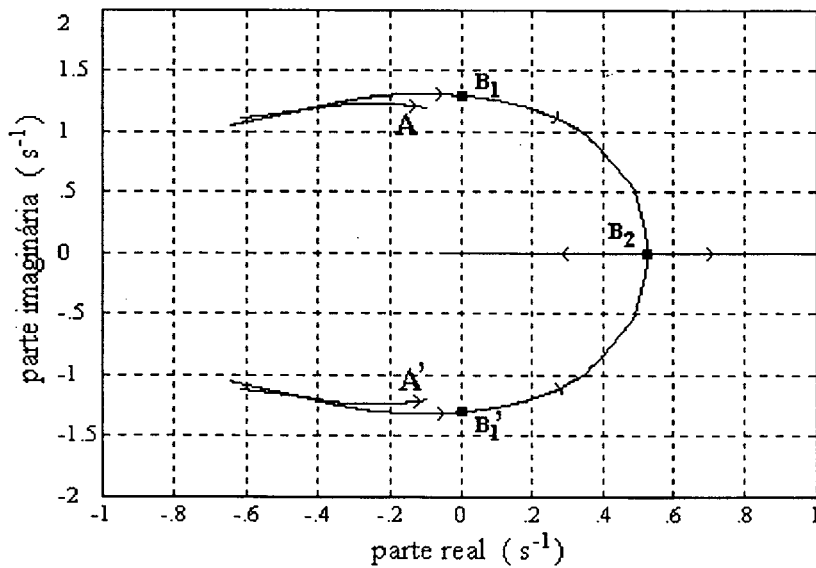


Figura 5.8. Trajetória dos autovalores dominantes do motor de 50 HP:
A-sem; B-com compensação de reativos.

Para a situação sem compensação de reativos, para toda a faixa de incremento de carga o sistema é estável. No caso com compensação de reativos a instabilidade ocorre a partir do carregamento igual a 2.38, no ponto B1. O efeito negativo da compensação de

reativos do ponto de vista da estabilidade dinâmica de tensão, conforme comentado no item 5.2.2, é ainda mais saliente neste caso.

Alguns autovalores são destacados para o caso com compensação de reativos na tabela 5.6.

carregamento	autovalores	variáveis de estado e fatores de participação
1.0	$-0.450 \pm j1.179$	$E'_q(0.51), E_{fd}(0.08), V_r(0.05), V_{F1}(0.41)$
2.2	$-0.081 \pm j1.315$	$E'_q(0.39), E_{fd}(0.09), V_r(0.06), V_{F1}(0.32), s(0.12), E'_{re}(0.06), E'_{im}(0.03)$
3.8	1.125	$E'_q(0.19), E_{fd}(0.10), V_r(0.07), V_{F1}(0.17), s(1.24), E'_{re}(0.10), E'_{im}(0.16)$
3.85 (máximo)	1.289	$E'_q(0.12), E_{fd}(0.06), V_r(0.04), V_{F1}(0.10), s(1.11), E'_{re}(0.07), E'_{im}(0.12)$

Tabela 5.6. Autovalores dominantes e sua associação com variáveis de estado na operação com motores de indução de 50 HP com compensação de reativos.

5.2.4 Cargas Dinâmicas (Motores de Indução versus Modelos Agregados)

Deseja-se analisar o comportamento de algumas cargas dinâmicas, no sentido de que estas representem o comportamento agregado da carga. O conjunto de motores de 500 HP, sem compensação de reativos, conforme item 5.2.2, é substituído pelos modelos de Mansour [45] e genérico de 1ª ordem[44], de acordo com os dados contidos nas tabelas 5.7 e 5.8.

K_{pv} (pu)	T_{Ip} (seg)	T_{2p} (seg)	K_{qv} (pu)	T_{Iq} (seg)	T_{2q} (seg)
-0.097877	0.076584	-0.993723	-0.018492	0.081459	-21.893956

Tabela 5.7. Dados da modelagem equivalente dos motores de 500 HP de acordo com o modelo genérico de 1ª ordem [44].

T_p	c_0	c_1	c_2	d_0	d_1	d_2
0.038	0.0	0.2	0.669	1.084314	-0.160027	0.074291
T_q (seg)	e_0	e_1	e_2	f_0	f_1	f_2
0.002642	-0.073	-4.741	5.731	2.64256	-4.458275	2.817158

Tabela 5.8. Dados da modelagem equivalente dos motores de 500 HP de acordo com o modelo de Mansour, formulação polinomial [45].

Os parâmetros destes modelos foram obtidos a partir do procedimento indicado em [51]. Para o modelo de Mansour foi escolhida a formulação polinomial por esta representar com maior precisão o comportamento estático do motor de indução [51].

Os resultados das simulações encontram-se nas figuras 5.9 e 5.10. A formulação polinomial do modelo segundo Mansour permite obter uma curva PV coincidente com a do motor de indução, ao contrário do modelo genérico de 1ª ordem [51], de acordo com a figura 5.9. Os valores de carregamento nos quais ocorre a instabilidade valem 2.04, 2.02 e 1.81 para os modelos de motor de indução, de Mansour e genérico de 1ª ordem, nos pontos A1, B1 e C1, respectivamente. A partir destes valores, em todas as situações o sistema torna-se instável, com exceção do caso em que o modelo segundo Mansour é adotado. Neste, o sistema torna-se estável entre os pontos C2 e C3, o que pode prejudicar a identificação do problema de instabilidade de tensão. Tal problema pode ser contornado se for levado em conta

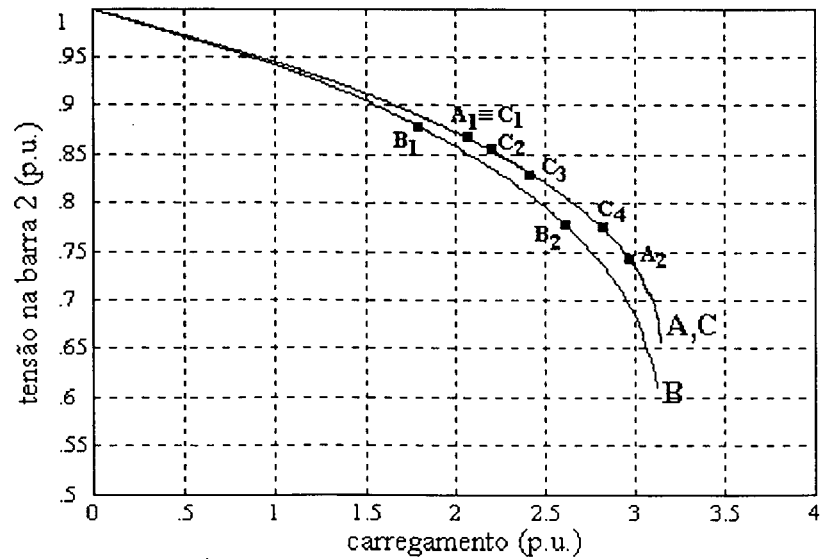


Figura 5.9. Curvas PV: A-motores de 500 HP sem compensação de reativos; B-equivalente 1ª ordem; C-equivalente Mansour polinomial.

que o ponto C1 coincide com o A1, relativamente ao primeiro ingresso do sistema na região de operação instável.

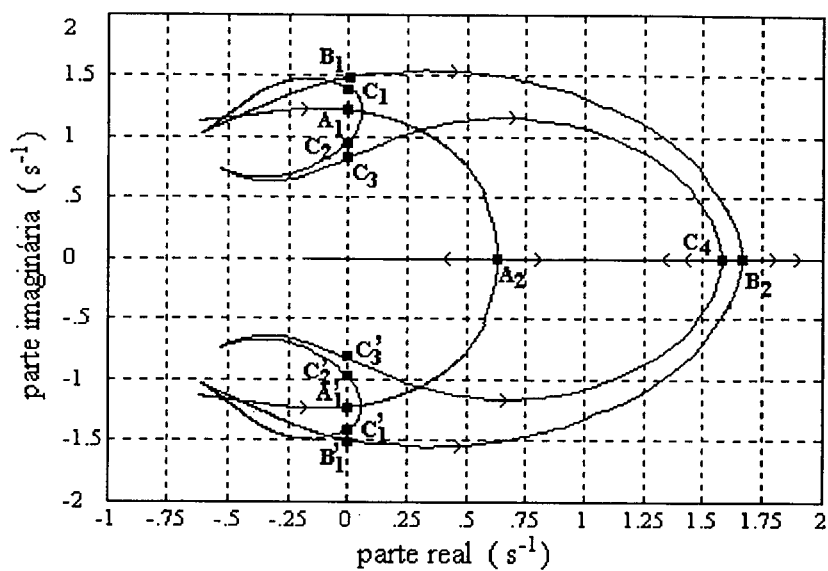


Figura 5.10. Trajetória dos autovalores dominantes: A-motores de 500 HP sem compensação de reativos; B-equivalente 1ª ordem; C-equivalente Mansour polinomial.

São apresentadas nas tabelas 5.9 e 5.10 alguns autovalores dos modos dominantes para os dois modelos agregados de carga.

carregamento	autovalores	variáveis de estado e fatores de participação
1.0	$-0.354 \pm j1.263$	$E'_q(0.49), V_{F1}(0.38)$
2.2	$0.470 \pm j1.543$	$E'_q(0.37), E_{fd}(0.12), V_{F1}(0.26), y_1(0.23)$
3.12 (máximo)	44.990	$x_1(0.20), y_1(0.74)$

Tabela 5.9. Autovalores dominantes e sua associação com variáveis de estado para operação com modelo genérico de 1ª ordem [44].

carregamento	autovalores	variáveis de estado e fatores de participação
1.0	$-0.478 \pm j1.219$	$E'_q(0.53), V_{F1}(0.41)$
2.5	$0.293 \pm j1.057$	$E'_q(0.32), E_{fd}(0.10), V_{F1}(0.27), y(0.33)$
3.15 (máximo)	19.680	$x(0.71), y(0.22)$

Tabela 5.10. Autovalores dominantes e sua associação com variáveis de estado para operação com modelo de Mansour [45].

5.2.5 Operação na Parte Inferior da Curva PV

O trabalho apresentado por Rajagopalan [23] investiga a possibilidade de operação estável na região inferior da curva PV. A carga é modelada por Pai como sendo estática com potência constante e este conclui que o sistema pode operar de maneira estável nos pontos da referida região. Nas discussões deste trabalho severas críticas são efetuadas quanto a estes resultados.

Neste item também pretende-se verificar a viabilidade de operação estável na parte inferior da curva PV, considerando-se inicialmente a modelagem das cargas com características dinâmicas distintas, mas com a mesma resposta estática, baseada no modelo de potência constante. Neste sentido, adotam-se três modelagens de carga baseadas no modelo de Mansour [45], com os parâmetros $T_p = T_q = 10 \text{ seg}$ e $\alpha = b = 0$ (potência constante em regime permanente), sendo que duas levam em conta a dinâmica, com $\alpha = \beta = 2$ e $\alpha = \beta = -2$, e a outra despreza a mesma, com $\alpha = \beta = 0$. A curva PV para estes casos encontra-se na figura 5.11, sendo obtida através da solução analítica do equacionamento para um sistema de duas barras.

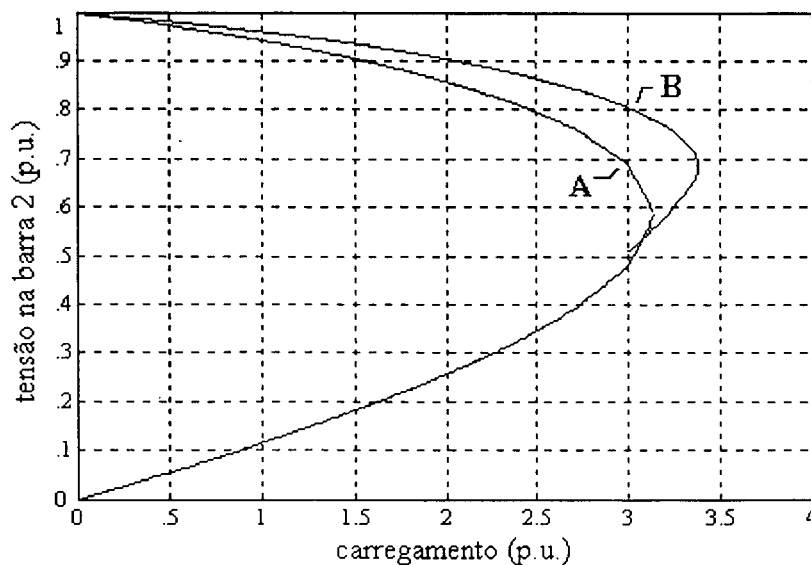


Figura 5.11. Curvas PV: A-potência constante;
B-motor de 500 HP com compensação de reativos.

carregamento	tensão (pu)	autovalores $\alpha = \beta = 0$	autovalores $\alpha = \beta = -2$	autovalores $\alpha = \beta = 2$
0.6	0.069	$-0.739 \pm j0.779$	-6.041 ; -21.004	0.001 ; -0.001
1.2	0.143	$-0.740 \pm j0.761$	-1.559 ; -4.890	0.002 ; -0.002
1.8	0.227	$-0.741 \pm j0.729$	-0.571 ; -1.941	0.004 ; -0.005
2.4	0.328	$-0.741 \pm j0.669$	-0.256 ; -0.930	0.007 ; -0.011
3.14 (máximo)	0.590	-0.984 ; -0.502	-0.040 ; -0.287	0.008 ; -0.035

Tabela 5.11. Autovalores dominantes para os modelos segundo Mansour,
com $T_p = T_q = 10 \text{ seg}$ e $\alpha = \beta = 0$.

Na tabela 5.11 encontram-se os autovalores dominantes para alguns pontos de operação na parte inferior da curva PV. Através desta observa-se que com a dinâmica da carga desprezada ($\alpha = \beta = 0$), o sistema possui operação estável em toda a região inferior da curva PV. O mesmo ocorre com uma modelagem dinâmica das cargas propostas, em que $\alpha = \beta = -2$. Não existem, no entanto, indicações de que esta seja real, uma vez que valores negativos para α e β implicam em um transitório de aumento de demanda para uma redução na tensão. A física real das cargas indica que estas respondem a degraus negativos na tensão com um decréscimo na demanda, tal como na carga com $\alpha = \beta = 2$ [42] [43] [45]. A própria situação de carga com potência constante, sem dinâmica alguma, é uma aproximação do comportamento físico real das cargas, mesmo no seu comportamento agregado. Para o único caso realista indicado, com $\alpha = \beta = 2$, o sistema é instável em toda a região inferior da curva PV.

Da mesma forma é analisado o caso de uma carga formada por motores de 500 HP com compensação de reativos. A sua curva PV também encontra-se na figura 5.11, sendo incompleta devido ao bloqueio mecânico do motor ocorrer com tensões inferiores a 0.51 pu, para os dados indicados na tabela 5.2. Tais dados são realistas, prevendo uma característica típica de carga mecânica de redução de torque com decréscimo de tensão aplicada. Ressalta-se que a operação dos motores com tensões baixas, em muitos casos, torna-se inviável devido à atuação da proteção térmica dos mesmos. Cita-se, neste sentido, a situação de tensão crítica aplicada, de 0.51 pu, na qual os motores operam com sobrecorrente de 85% [51]. Na tabela 5.12 são indicados alguns dos autovalores críticos encontrados.

carregamento	tensão (pu)	autovalores
3.1	0.536	0.001
3.38 (máximo)	0.692	2.485

Tabela 5.12. Autovalores dominantes para a carga modelada através de motores de indução de 500 HP com compensação de reativos, e operação na região inferior da curva PV.

Conclui-se que a operação do motor de indução na região inferior da curva PV também é instável, com os dados indicados em particular.

5.2.6 Comparação entre Análises Modal e Estática

Objetiva-se neste item efetuar uma comparação entre os resultados obtidos nas análises estática, conforme o método do mínimo valor singular, e dinâmica via análise modal. Considera-se que a carga seja modelada pelo modelo estático com potência constante, possuindo uma demanda de referência igual a $(100 + j48.7)$ MVA. Os mínimos valores singulares para os diversos carregamentos do sistema foram obtidos através do software DAMPNR [48], baseados nas matrizes G e J , conforme item 2.4.1.3.

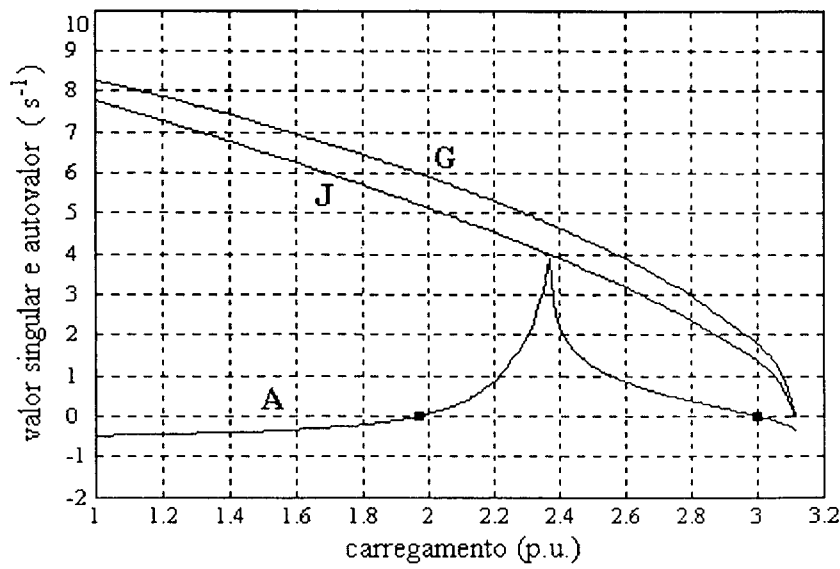


Figura 5.12. Curvas dos mínimos valores singulares: G-da matriz G, J-da matriz J e A-curva da parte real do autovalor dominante.

A figura 5.12 contempla os mínimos valores singulares destas matrizes, além da parte real do autovalor dominante obtido no item 5.2.1. Observa-se que a indicação da instabilidade de tensão via mínimo valor singular ocorre no ponto equivalente ao do máximo carregamento possível do sistema, no qual verifica-se a não obtenção de convergência do fluxo de potência pela singularidade da matriz Jacobiana. Através da análise modal obtém-se a indicação de operação instável com valores de carregamento menores que este máximo. Estas conclusões também são efetuadas no trabalho de Rajagopalan [23].

5.3 Sistema de 9 Barras

O sistema de nove barras [34] é composto por 3 geradores, 3 transformadores e 3 barras de carga, de acordo com o diagrama unifilar da figura 5.13.

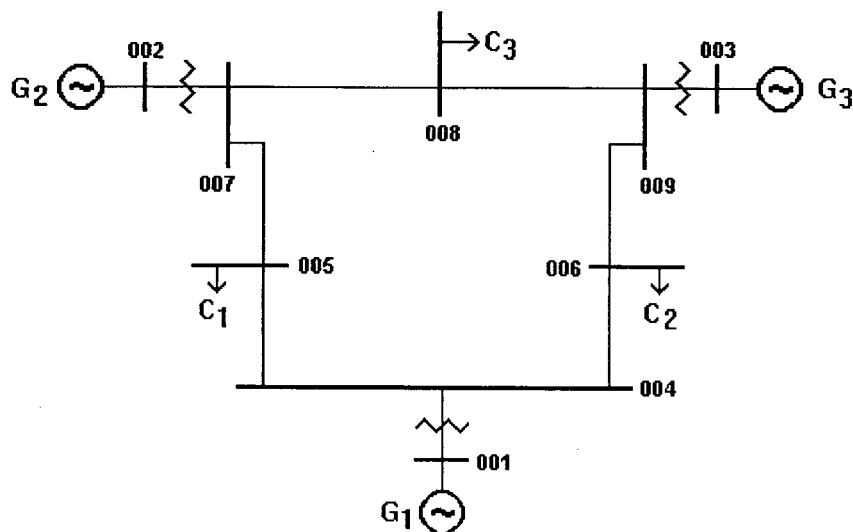


Figura 5.13. Diagrama unifilar do sistema de nove barras [34].

Em todos os casos apresentados a seguir as curvas PV e a trajetória dos autovalores são obtidas através do aumento da demanda na barra número 5, cuja referência é de $(125 + j50)$ MVA. Considera-se em todas as simulações que a barra de folga para o fluxo de potência seja a de número 1.

5.3.1 Cargas Estáticas

De maneira semelhante ao item 5.2.1, são simulados os casos com modelos estáticos com potência, corrente e impedância constantes, para todas as cargas. Os resultados encontram-se nas figuras 5.14 a 5.16, sendo que o comportamento dinâmico do sistema nas três situações é qualitativamente igual ao do item 5.2.1.

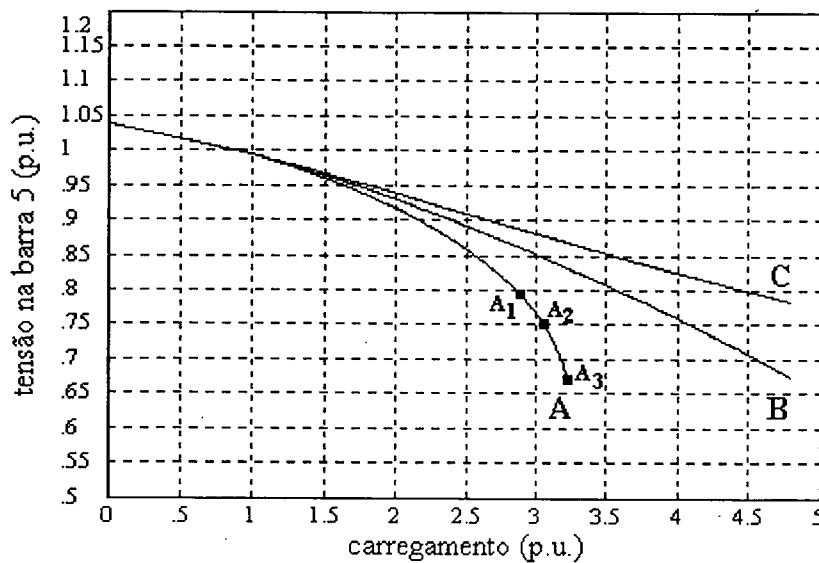


Figura 5.14. Curvas PV: A-potência constante; B-corrente constante; C-impedância constante.

As curvas PV para os modelos de corrente e impedância constantes foram obtidas sem que fosse alcançado o limite via não convergência do fluxo de potência. Observa-se mais uma vez que apenas para o modelo de potência constante ocorre operação instável entre os valores de carregamento de 2.86 e 3.24, correspondendo aos pontos A1 e A3, respectivamente, de acordo com as figuras 5.14 e 5.15. Neste caso, o retorno à estabilidade com o carregamento de 3.24 coincide com o limite máximo de carregamento do sistema.

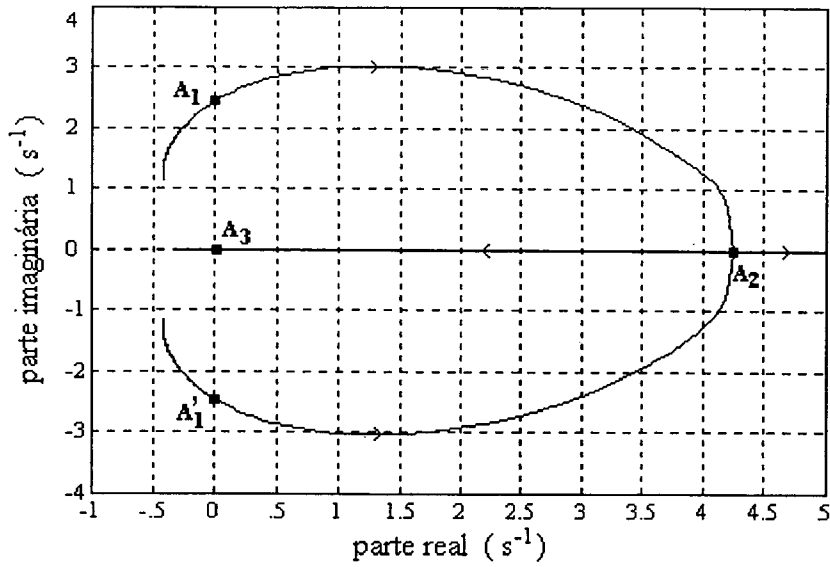


Figura 5.15. Trajetória dos autovalores dominantes: potência constante.

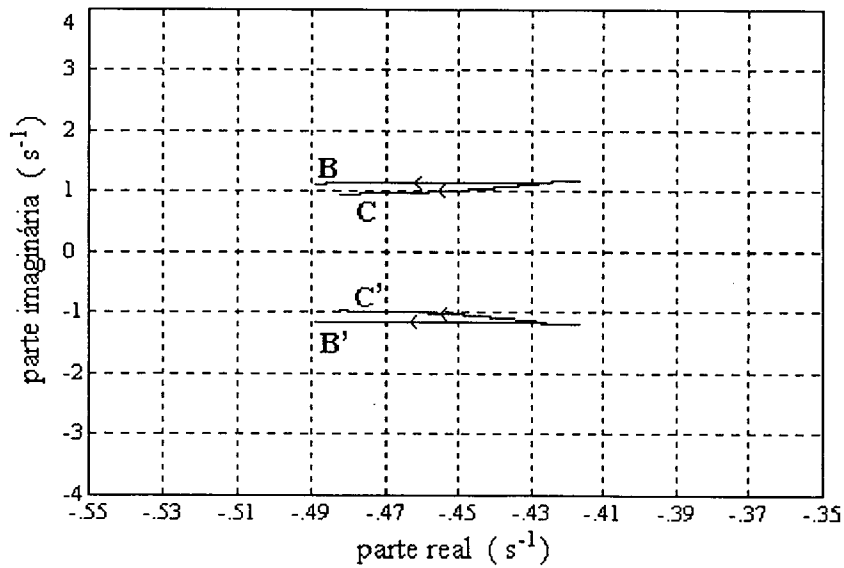


Figura 5.16. Trajetória dos autovalores dominantes: B-corrente constante; C-impedância constante.

Para a operação com potência constante destacam-se os autovalores críticos para alguns valores de carregamento, com seus fatores de participação, através da tabela 5.13. Os modos instáveis estão associados às variáveis E'_q e V_{F1} de todos os geradores, com predominância daqueles nas barras 1 e 2, caracterizando a instabilidade de tensão.

carregamento	autovalores	variáveis de estado e fatores de participação
1.0	$-0.424 \pm j1.239$	E'_q -G1(0.25), E'_q -G2(0.19), E'_q -G3(0.10), V_{F1} -R1(0.18), V_{F1} -R2(0.14), V_{F1} -R3(0.08)
2.9	$0.236 \pm j2.697$	E'_q -G1(0.27), E'_q -G2(0.20), E'_q -G3(0.10), V_{F1} -R1(0.12), V_{F1} -R2(0.13), V_{F1} -R3(0.10)
3.2	0.391	E'_q -G1(0.33), E'_q -G2(0.11), V_{F1} -R1(0.15), V_{F1} -R2(0.11)

Tabela 5.13. Autovalores dominantes e sua associação com variáveis de estado para operação com carga estática com potência constante.

5.3.2 Cargas Dinâmicas (Cargas Compostas versus Modelos Agregados)

Pretende-se avaliar, como no item 5.2.4, a eficácia dos modelos de Mansour [45] e genérico de 1ª ordem [44] na representação do comportamento agregado de uma carga composta. Para as três barras de carga são adotadas as cargas compostas indicadas nas tabelas 5.14 a 5.16. Apenas para a barra 5 é efetuada uma equivalência nos modelos citados, de acordo com o procedimento indicado em [51]. Os parâmetros destes encontram-se nas tabelas 5.17 e 5.18.

tipo	composição P (%)	composição Q (%)	dados
motor de indução (modelo dinâmico)	56.20	92.72	500 HP, conforme item 5.2.2
refrigeração (mod pol estático)	7.40	3.88	$a_p=1.677$, $b_p=-2.113$, $c_p=1.436$ $a_q=3.934$, $b_q=-8.336$, $c_q=5.402$
carga hipotética (mod pol estático)	34.60	0.00	$a_p=0.0$, $b_p=1.0$, $c_p=0.0$ $a_q=0.0$, $b_q=0.0$, $c_q=0.0$
televisão (mod pol estático)	1.80	3.40	$a_p=0.0$, $b_p=0.0$, $c_p=1.0$ $a_q=0.0$, $b_q=0.0$, $c_q=1.0$

Tabela 5.14. Carga composta na barra 5.

tipo	composição P (%)	composição Q (%)	dados
motor de indução (modelo dinâmico)	49.6	81.31	500 HP, conforme item 5.2.2
iluminação incand. (mod pol estático)	19.15	0.0	$a_p=-0.093, b_p=0.634, c_p=0.459$ $a_q=0.0, b_q=0.0, c_q=0.0$
refrigeração (mod pol estático)	10.50	13.63	$a_p=1.677, b_p=-2.113, c_p=1.436$ $a_q=3.934, b_q=-8.336, c_q=5.402$
chuveiro (mod pol estático)	18.50	0.00	$a_p=0.0, b_p=0.0, c_p=1.0$ $a_q=0.0, b_q=0.0, c_q=0.0$
televisão (mod pol estático)	2.25	5.06	$a_p=0.0, b_p=0.0, c_p=1.0$ $a_q=0.0, b_q=0.0, c_q=1.0$

Tabela 5.15. Carga composta na barra 6.

tipo	composição P (%)	composição Q (%)	dados
motor de indução (modelo dinâmico)	52.90	86.79	500 HP, conforme item 5.2.2
iluminação incand. (mod pol estático)	19.25	0.0	$a_p=-0.093, b_p=0.634, c_p=0.459$ $a_q=0.0, b_q=0.0, c_q=0.0$
refrigeração (mod pol estático)	8.76	8.77	$a_p=1.677, b_p=-2.113, c_p=1.436$ $a_q=3.934, b_q=-8.336, c_q=5.402$
chuveiro (mod pol estático)	17.02	0.00	$a_p=0.0, b_p=0.0, c_p=1.0$ $a_q=0.0, b_q=0.0, c_q=0.0$
televisão (mod pol estático)	2.07	4.44	$a_p=0.0, b_p=0.0, c_p=1.0$ $a_q=0.0, b_q=0.0, c_q=1.0$

Tabela 5.16. Carga composta na barra 8.

K_{pv} (pu)	T_{Ip} (seg)	T_{2p} (seg)	K_{qv} (pu)	T_{Iq} (seg)	T_{2q} (seg)
0.497386	0.068604	0.255467	0.431144	0.074528	0.986988

Tabela 5.17. Dados da carga equivalente da barra 5, segundo modelo genérico de 1ª ordem[44]

T_p	c_0	c_1	c_2	d_0	d_1	d_2
0.06961	0.163536	0.433776	0.805517	0.7338	0.1008	0.1654
T_q (seg)	e_0	e_1	e_2	f_0	f_1	f_2
0.01137	-0.808904	-3.156389	5.06582	1.9533	-3.366	2.4127

Tabela 5.18. Dados da carga equivalente da barra 5, segundo modelo Mansour [45].

As curvas PV e as trajetórias dos autovalores críticos encontram-se nas figuras 5.17 e 5.18, respectivamente. O modelo que melhor representa o comportamento agregado da carga é o segundo Mansour. Neste caso a sua trajetória "irregular", ainda no período estável de operação, não chega a prejudicar o processo de identificação da instabilidade de tensão, como no item 5.2.4.

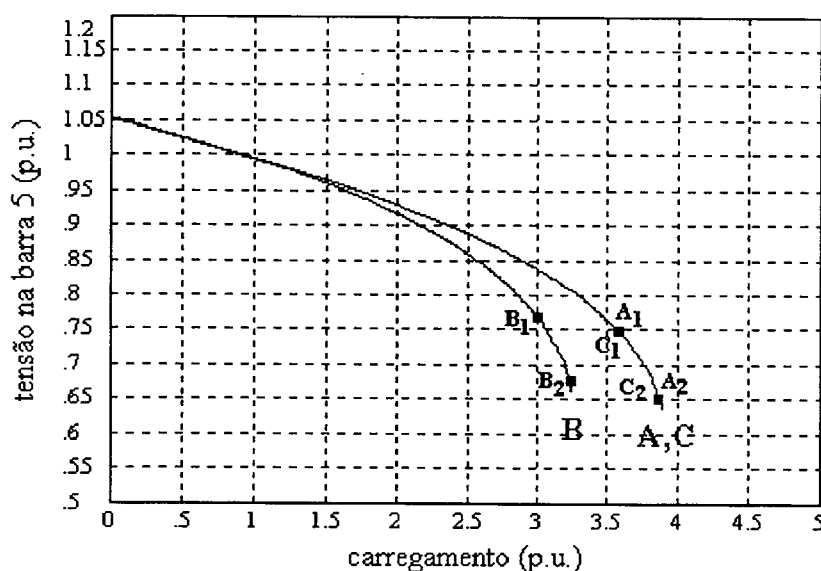


Figura 5.17. Curvas PV: A-carga composta; B-equivalente 1ª ordem; C-equivalente Mansour polinomial.

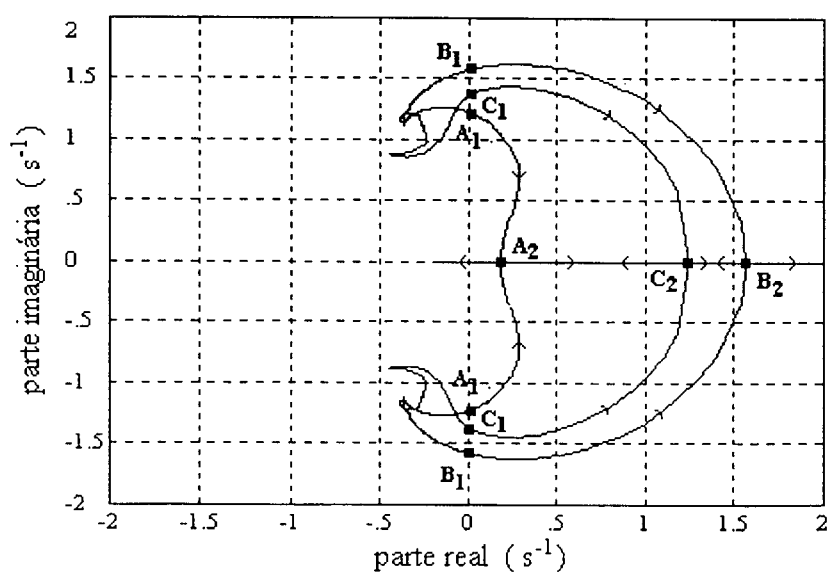


Figura 5.18. Trajetória dos autovalores dominantes: A-carga composta; B-equivalente 1ª ordem; C-equivalente Mansour polinomial.

Os autovalores dominantes em alguns pontos de carregamento, para os modelos agregados, encontram-se nas tabelas 5.19 e 5.20.

carregamento	autovalores	variáveis de estado e fatores de participação
1.0	$-0.372 \pm j1.153$	E'_q -G1(0.26), E'_q -G2(0.18), E'_q -G3(0.09), V_{F1} -R1(0.19), V_{F1} -R2(0.13), V_{F1} -R3(0.07)
3.23	$1.334 \pm j0.915$	E'_q -G1(0.33), E'_q -G2(0.10), E'_q -G3(0.05), E_{fd} -G1(0.10), V_r -G1(0.07), V_{F1} -R1(0.13), V_{F1} -R2(0.09), V_{F1} -R3(0.04), x_1 (0.12), y_1 (0.51)
3.27 (máximo)	5.223 0.234	x_1 (0.14), y_1 (0.60) E'_q -G1(0.43), E'_q -G2(0.14), E'_q -G3(0.07), V_{F1} -R1(0.18), V_{F1} -R2(0.15), V_{F1} -R3(0.07), x_1 (0.04), y_1 (0.17)

Tabela 5.19. Autovalores dominantes e sua associação com variáveis de estado para operação com modelo genérico de primeira ordem.

carregamento	autovalores	variáveis de estado e fatores de participação
1.0	$-0.396 \pm j1.142$	E'_q -G1(0.26), E'_q -G2(0.18), E'_q -G3(0.09), V_{F1} -R1(0.19), V_{F1} -R2(0.13), V_{F1} -R3(0.07)
3.80	$0.735 \pm j1.246$	E'_q -G1(0.23), E'_q -G2(0.10), E'_q -G3(0.05), V_{F1} -R1(0.11), V_{F1} -R2(0.07), V_{F1} -R3(0.04), x (0.27), y (0.12)
3.89 (máximo)	4.159 0.061	x (0.72), y (0.22) E'_q -G1(0.46), E'_q -G2(0.17), E'_q -G3(0.08), V_{F1} -R1(0.17), V_{F1} -R2(0.19), V_{F1} -R3(0.08), x (0.26), y (0.04)

Tabela 5.20. Autovalores dominantes e sua associação com variáveis de estado para operação com modelo segundo Mansour.

5.3.3 Cargas Dinâmicas (Influência de Parâmetros - I)

Com a finalidade de verificar a influência de alguns parâmetros de modelos de carga na estabilidade de tensão, são analisadas três cargas de acordo com o modelo de Hill [43], com parâmetros $T_p = T_q = 0.10 \text{ seg}$, $\alpha = \beta = 1.0$ e $a=b$ valendo 0, -2 e 2 para as cargas denominadas A, B e C, respectivamente. Observa-se que apenas os parâmetros que regem o

comportamento estático variam, sendo que os casos A e C correspondem, estaticamente, aos modelos de potência e impedância constantes, respectivamente.

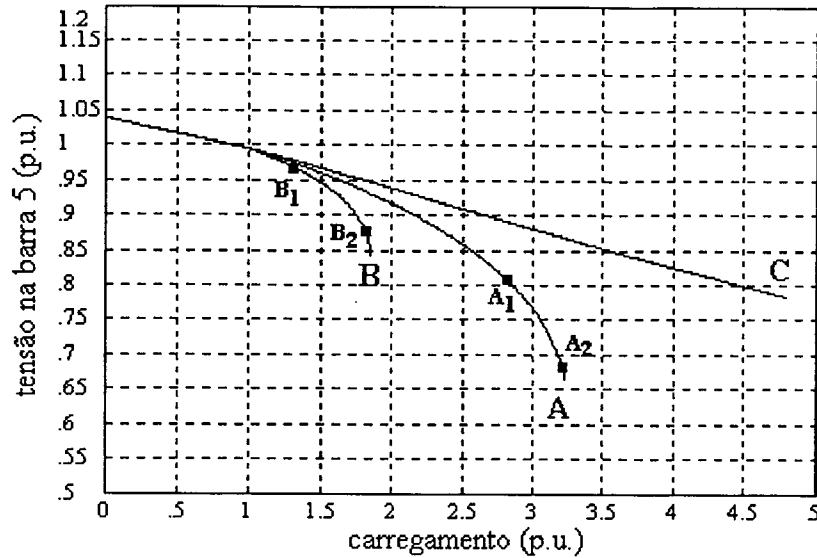


Figura 5.19. Curvas PV: casos hipotéticos A, B e C.

Comparando estes casos entre si, através da análise das figuras 5.19 a 5.21, o mais crítico do ponto de vista da estabilidade de tensão demonstra ser o B, dado que a instabilidade de tensão ocorre a partir do carregamento de 1.23, ao contrário do caso A, com 2.68. O caso C, por sua vez, é estável para qualquer valor de carregamento. Observa-se que apesar da dinâmica da carga ser explicitada em cada caso, os resultados são coerentes com os obtidos nos itens 5.2.1 e 5.3.1, ou seja, a situação mais crítica é aquela em que o modelo da carga possui os menores valores para a e b (formulação exponencial). Especificamente, o caso com valores negativos para a e b corresponde à situação em que ocorre o fenômeno de "overshoot" [43], ou seja, aumento de demanda em regime permanente, decorrente de uma redução na tensão. O fenômeno de "overshoot" torna-se mais evidente para cargas compostas por motores de indução, com compensação de reativos, operando com valores de tensão reduzidos [2] [43] [51].

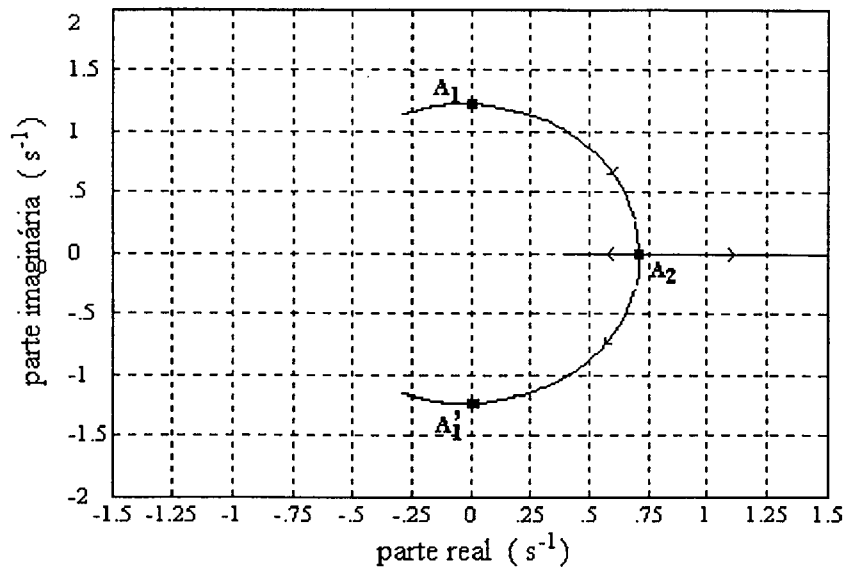


Figura 5.20. Trajetória dos autovalores dominantes: caso A.

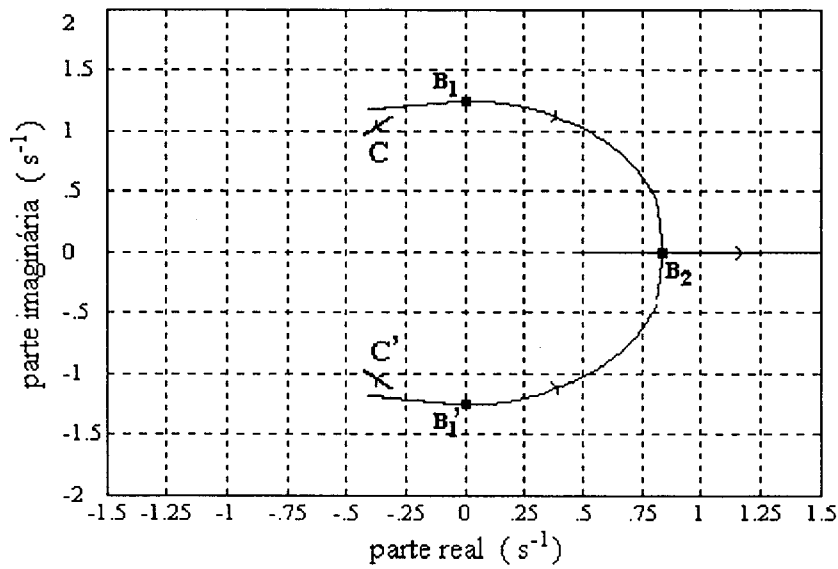


Figura 5.21. Trajetória dos autovalores dominantes: casos B e C.

Efetuada uma comparação entre o caso A e aquele do item 5.3.1, em que a carga possui um modelo estático com potência constante, os resultados podem ser visualizados nas figuras 5.22 e 5.23. Conclui-se que a região de estabilidade é menor no caso em que a dinâmica é modelada, para os dados indicados.

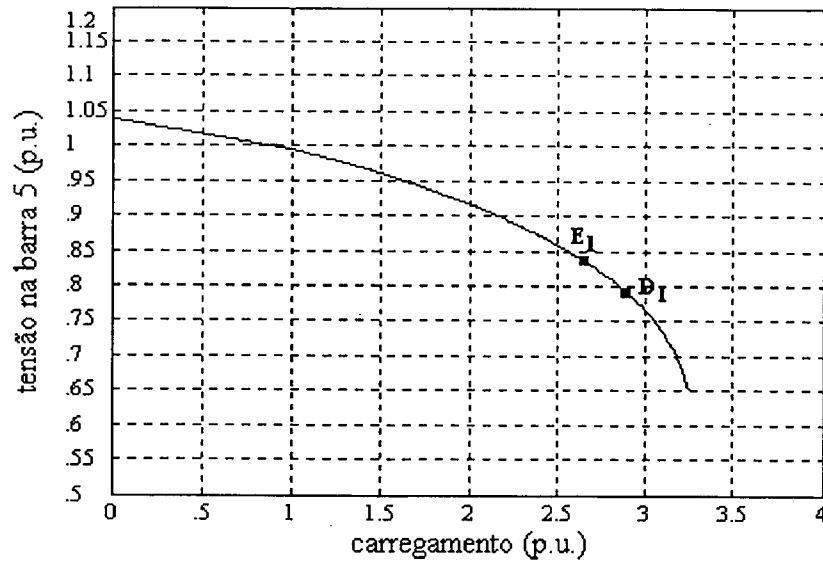


Figura 5.22. Curvas PV para potência constante: D-sem e E-com dinâmica.

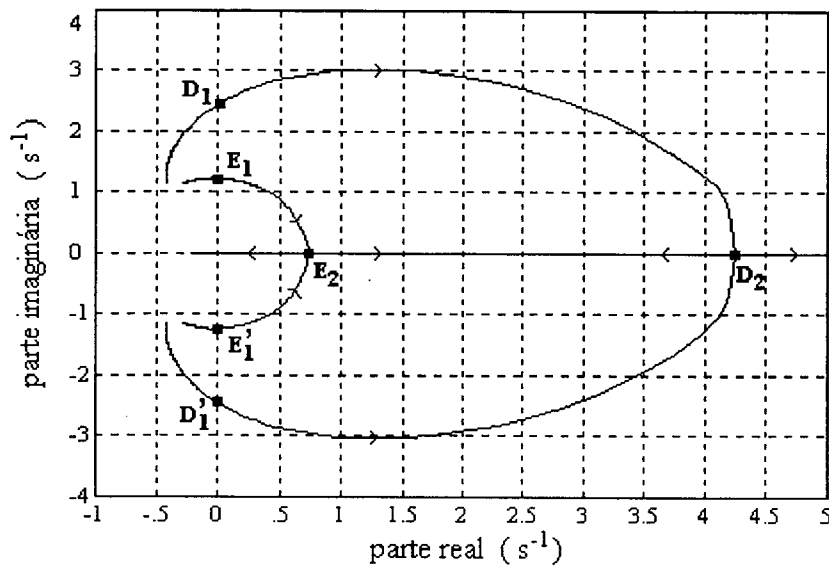


Figura 5.23. Trajetória dos autovalores dominantes com potência constante:
D-sem e E-com dinâmica.

O caso C, por sua vez, pode ser comparado com aquele do item 5.3.1, em que a carga é modelada estaticamente com impedância constante. As figuras 5.24 e 5.25 demonstram claramente que a inclusão da dinâmica da carga "atrai" a trajetória dos autovalores críticos em direção ao semi-plano direito do plano S. Para os dados utilizados, a operação do sistema é estável em qualquer caso. No entanto, para dados diferentes a possibilidade de ocorrência de

instabilidade não é descartada, mesmo com a modelagem de impedância constante em regime permanente.

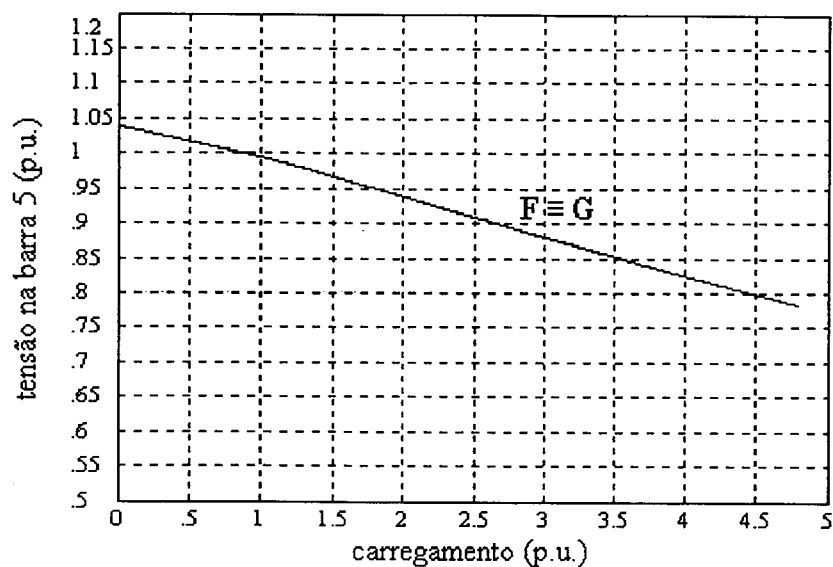


Figura 5.24. Curva PV para impedância constante: F-sem e G-com dinâmica.

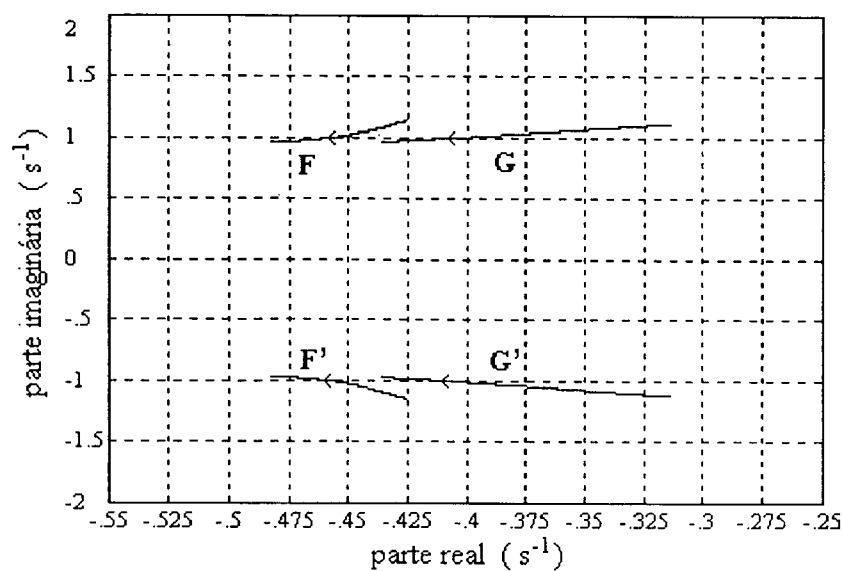


Figura 5.25. Trajetória dos autovalores dominantes com impedância constante:
F-sem e G-com dinâmica.

5.3.4 Cargas Dinâmicas (Influência de Parâmetros - II)

Com o mesmo objetivo do item 5.3.3, a carga é especificada conforme o modelo segundo Hill [43], com quatro características diferentes, resumidas na tabela 5.21. Em todos os casos o comportamento em regime permanente é o mesmo, ou seja, corresponde à operação do modelo estático com potência constante.

caso	T_p, T_q (seg)	a, b	α, β
A	0.10	0.0	1.0
B	10.0	0.0	1.0
C	0.10	0.0	10.0
D	10.0	0.0	10.0

Tabela 5.21. Parâmetros de carga para quatro casos.

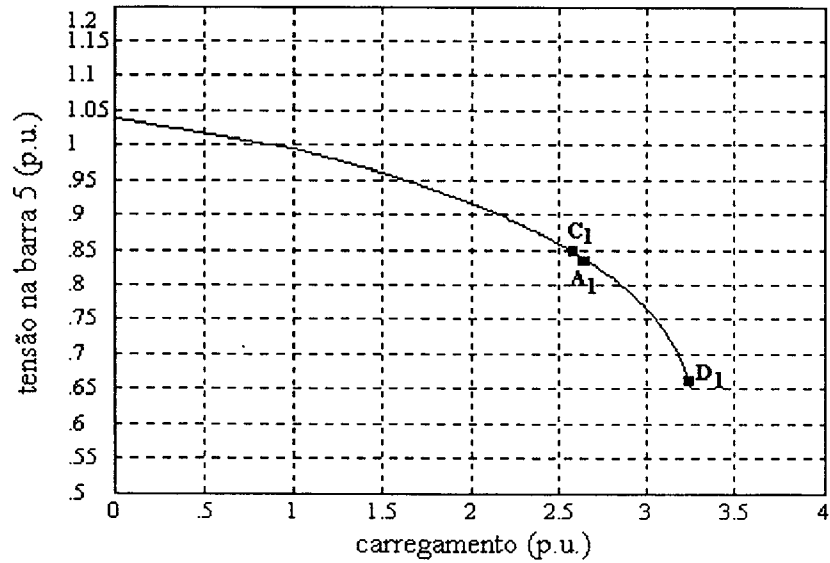


Figura 5.26. Curva PV para casos hipotéticos A, B, C e D.

De acordo com as figuras 5.26 a 5.28, o comportamento dinâmico dos casos A e C é semelhante, para os quais o início da instabilidade ocorre para carregamentos de 2.68 e 2.62, respectivamente. O caso B é estável para qualquer valor de carregamento, sendo que o D atinge a instabilidade de tensão em 3.24, coincidindo com o limite máximo de carregamento.

Destaca-se que no caso D ocorre a instabilidade angular a partir do carregamento de 3.22. A co-existência de ambas instabilidades na região próxima ao limite máximo de carregamento é salientada por Hill [27] e Lemos [48].

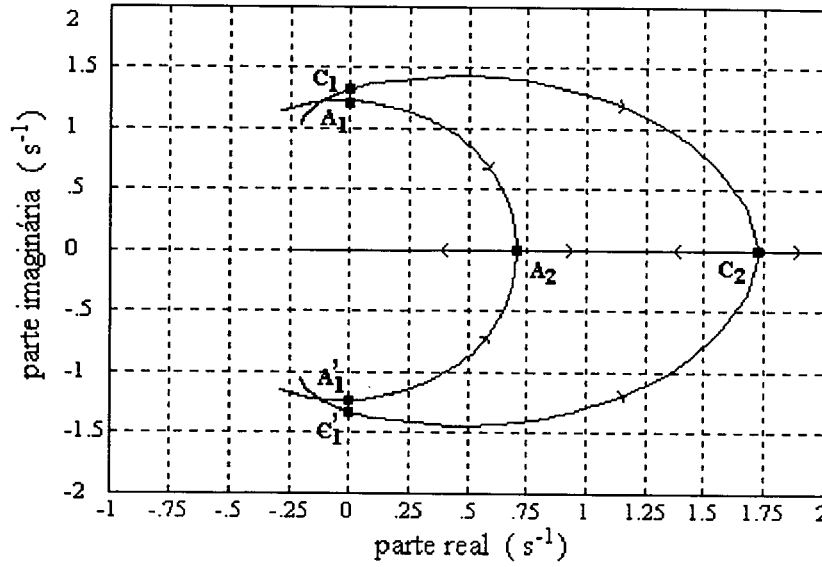


Figura 5.27. Trajetória dos autovalores dominantes: casos A e C.

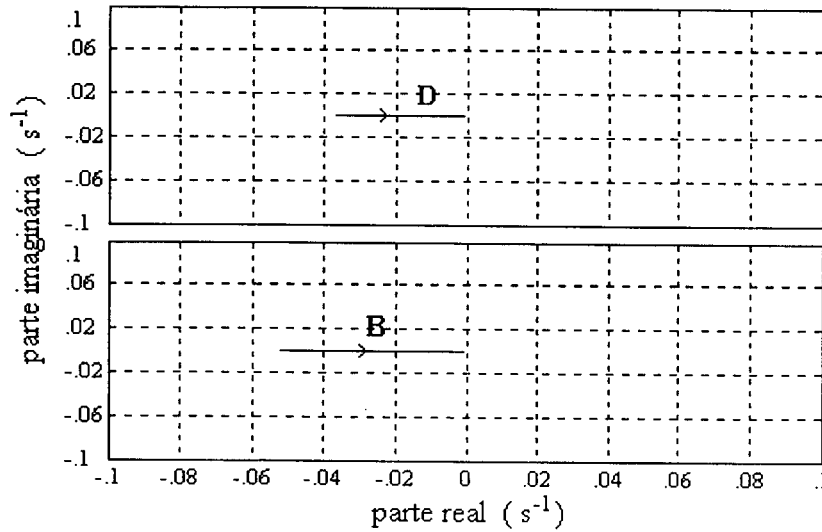


Figura 5.28. Trajetória dos autovalores dominantes: casos B e D.

Para este sistema, pode-se concluir que a instabilidade de tensão é mais sensível aos parâmetros T_p e T_q , do que a α e β .

5.3.5 Análise de Operação Pós-Contingência

Este item ilustra a determinação da margem de estabilidade. Para tanto, a influência de perda da unidade geradora 3 é analisada, sendo que todas as cargas são modeladas segundo o modelo de Hill [43] com parâmetros $T_p = T_q = 0.10 \text{ seg}$, $a = b = 0$ e $\alpha = \beta = 1.0$. Os resultados encontram-se nas figuras 5.29 e 5.30. Para a contingência indicada, o valor máximo de carregamento é de 1.10. Partindo da demanda de referência, o máximo aumento que pode ser dado à demanda da barra 5 é de $0.1 \times (125 + j50) \text{ MVA}$. Assim, a margem de estabilidade, conforme item 3.5, vale $(12.5 + j5) \text{ MVA}$, considerando um incremento de demanda apenas na barra 5, com a contingência analisada.

Observa-se nas figuras indicadas a diferença drástica entre as situações sem e com contingência.

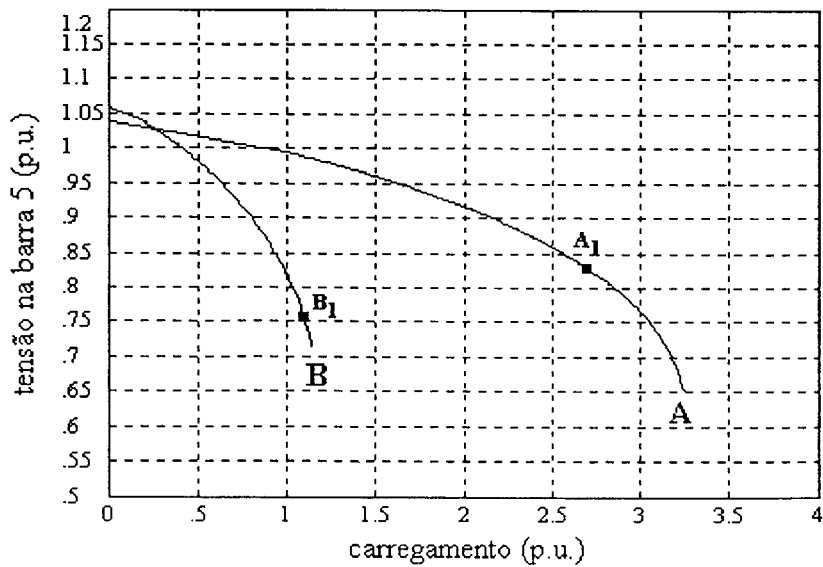


Figura 5.29. Curvas PV: A-sem e B-com contingência.

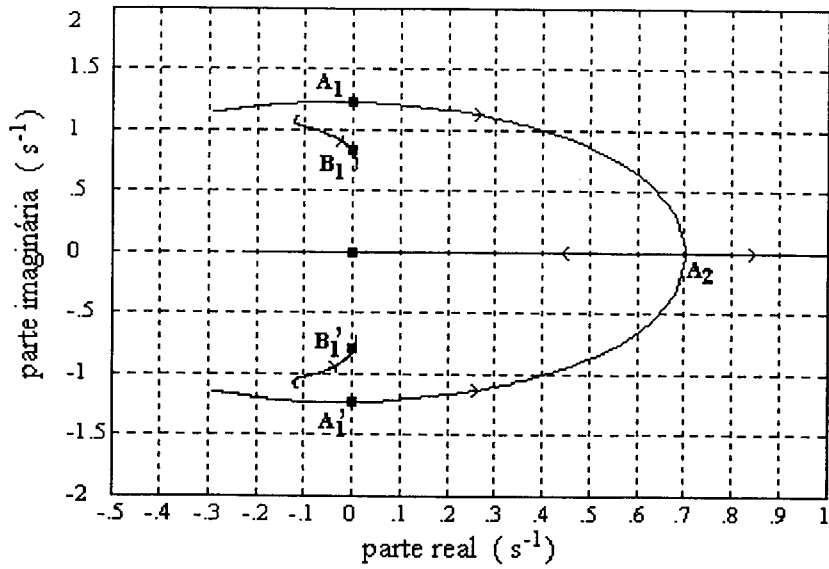


Figura 5.30. Trajetória dos autovalores dominantes: A-sem e B-com contingência.

5.3.6 Comparação entre Análises Modal e Estática

Adota-se o mesmo procedimento efetuado no item 5.2.6. As cargas das barras são modeladas através do modelo estático com potência constante.

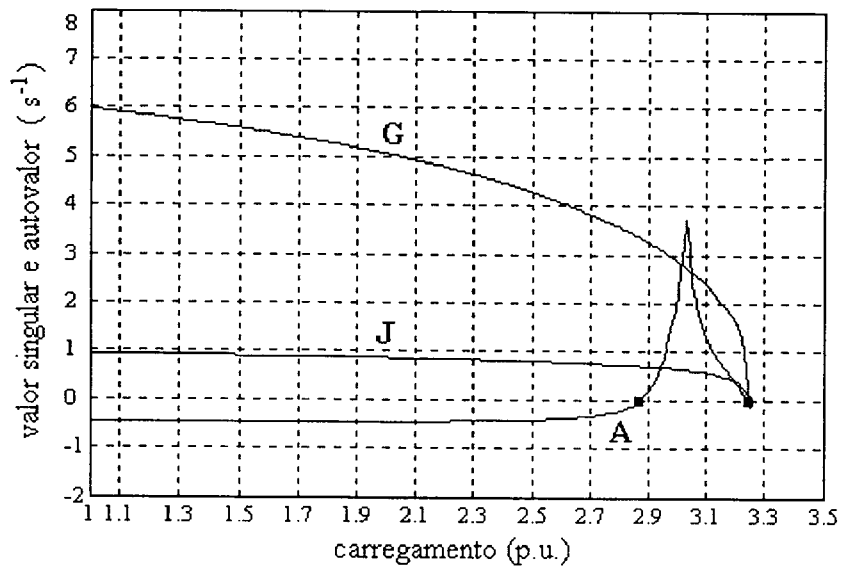


Figura 5.31. Curvas dos mínimos valores singulares: G-da matriz G, J-da matriz J e A-curva da parte real do autovalor dominante.

A figura 5.31 indica os mínimos valores singulares das matrizes G e J , conforme item 2.4.1.3, bem como a parte real do autovalor dominante, obtido no item 5.3.1. Os resultados obtidos coincidem com os verificados no item 5.2.6, comprovando a limitação do método estático de análise da estabilidade de tensão via mínimos valores singulares.

5.4 Conclusões

Neste capítulo foram apresentados os resultados de simulações efetuadas nos sistemas de 2 e 9 barras [23] [34], levando em conta diversos modelos para as cargas, entre estáticos e dinâmicos.

Para os casos analisados são apresentadas as curvas PV, bem como a trajetória dos autovalores instáveis ou dominantes. Ambas são obtidas em função de aumentos efetuados nos valores da demanda, nos pontos de carga indicados em cada caso. Igualmente são identificadas as variáveis de estado com maior influência nos mencionados autovalores, através do uso dos fatores de participação.

Dado que apenas com variação da modelagem da carga obtiveram-se resultados com diferenças significativas entre si, esta demonstra ser decisiva para que resultados realistas sejam alcançados. Do ponto de vista dos mesmos, especificamente, as conclusões podem ser resumidas de acordo com o que segue.

- Para a situação de modelagem estática da carga, de maneira geral, as variáveis de estado associadas ao fenômeno da instabilidade de tensão são E'_q e V_{F1} do(s) gerador(es) e seu(s) RAT(s), respectivamente, conforme tabelas 5.1 e 5.13. Considerando-se uma modelagem dinâmica para a carga, algumas das variáveis de estado desta tomam parte com as anteriormente citadas no conjunto das que possuem maior influência nos modos instáveis. A participação das variáveis de estado da carga é pequena, se comparada com a do(s) gerador(es) e RAT(s), na situação de pouco carregamento, principalmente no eventual período pré-instabilidade. Com aumento do carregamento, no entanto, a tendência é a de que tal participação aumente, sendo, em geral, majoritária para valores de

demanda próximos ao limite máximo de carregamento do sistema. Isto pode ser visualizado através das tabelas 5.3, 5.6, 5.9, 5.10, 5.19 e 5.20.

- A representação do motor de indução não requer o emprego do seu modelo de 5ª ordem, conforme item 5.2.2. O modelo reduzido, de 3ª ordem, no qual são desprezados os transitórios dos fluxos do estator, possibilita uma representação adequada do mesmo. A generalização desta conclusão, ou seja, a consideração de que modelos de ordem elevada não sejam necessários na representação de quaisquer elementos conectados à rede, é temerária, exigindo uma análise mais detalhada.
- A investigação da possibilidade de que modelos sejam empregados para representar o comportamento agregado da carga envolveu a comparação dos modelos de Mansour [45] e genérico de função de transferência de 1ª ordem [44], conforme itens 5.2.4 e 5.3.2. Considera-se que todas as conclusões válidas para o modelo segundo Mansour sejam extensivas ao de Hill [43], dado que ambos apresentam características e resultados semelhantes [51]. Os modelos de 1ª ordem adaptados, tal como o segundo Mansour, apresentam erros desprezíveis na modelagem estática, ou seja, na determinação das curvas PV. Do ponto de vista dinâmico, com a formulação polinomial, os mesmos apresentam uma trajetória "irregular" para os autovalores dominantes. Tal característica pode fazer com que mais de uma região estável seja observada, podendo prejudicar a identificação do problema da instabilidade de tensão, conforme a figura 5.10. Este fato pode ser contornado, no entanto, levando-se em conta que o valor de carregamento correspondente ao primeiro ingresso dos autovalores no semi-plano direito do plano S é aquele que de fato corresponde à entrada em operação instável do sistema, conforme figuras 5.9, 5.10, 5.17 e 5.18. Observa-se, ainda, que nos casos em que a formulação é utilizada, embora contemplem situações em que não são realizadas análises do comportamento agregado da carga, como nos itens 5.3.3 e 5.3.4, tal fato não ocorre. O modelo genérico de função de transferência de 1ª ordem, por sua vez, apresentou erros grosseiros na representação estática das cargas compostas [51], o que compromete os resultados dinâmicos.

- Foi observado, de acordo com os itens 5.2.2 e 5.2.3, o efeito negativo da compensação de reativos no desempenho dinâmico de sistemas elétricos de potência. Para esta situação, quanto maior o nível de compensação, maior será a tensão e menor o carregamento nos quais ocorre o início da instabilidade de tensão. Verifica-se, desta forma, que o valor da tensão de operação não pode ser utilizado como parâmetro de indicação da proximidade da instabilidade de tensão.
- O item 5.2.5 avaliou a possibilidade de existência de operação dinamicamente estável em pontos da região inferior da curva PV. Foram utilizados os modelos dinâmicos de Mansour e motor de indução, sendo que, para parâmetros realistas destes modelos, não foi constatada a possibilidade de operação estável na referida região.
- Os resultados obtidos no item 5.3.4 indicam a possibilidade de desenvolvimento, em outros trabalhos de pesquisa, de uma análise que verifique a sensibilidade da estabilidade, ou instabilidade, de tensão em relação a parâmetros de elementos conectados ao sistema.
- De maneira geral, a situação mais crítica do ponto de vista da estabilidade de tensão corresponde àquela cuja carga possua o fenômeno de "overshoot" [43], com modelagem explícita de sua dinâmica, conforme item 5.3.3. Para cada caso, em particular, no entanto, deve ser utilizada uma modelagem compatível com a resposta real da carga, imprescindível para que os resultados da análise não sejam conservadores ou errôneos.
- A análise modal demonstra ser mais indicada para o estudo da estabilidade de tensão do que o método estático baseado nos mínimos valores singulares. A possível região de instabilidade de tensão, anterior ao limite máximo de carregamento do sistema, conforme indicado na análise modal, não é perceptível na análise estática via mínimos valores singulares.

O próximo capítulo indica as conclusões gerais deste trabalho, bem como as sugestões para desenvolvimento em novas pesquisas na área da estabilidade de tensão.

Capítulo 6

Conclusões

O presente trabalho aprofundou o estudo sobre a estabilidade de tensão apresentando, inicialmente, definições básicas, úteis à compreensão do fenômeno. Igualmente o mecanismo da estabilidade de tensão foi abordado, enfatizando a natureza dinâmica do mesmo e a necessidade de que ferramentas adequadas sejam utilizadas em sua análise. Neste sentido, foram apresentados os métodos mais difundidos para análise da estabilidade de tensão, dentro dos enfoques estático e dinâmico.

A análise efetuada por este trabalho baseia-se no enfoque dinâmico através da análise modal. Esta avalia a resposta dinâmica do sistema, ou seja, a estabilidade a pequenos distúrbios em torno de um ponto de operação. A metodologia adotada consiste na análise dos autovalores da matriz Jacobiana reduzida, a qual inclui os efeitos dinâmicos de elementos conectados ao sistema, bem como o comportamento estático da rede. A indicação de que a operação do sistema é dinamicamente estável, ou não, é baseada nos autovalores. Por sua vez, os fatores de participação são utilizados para identificar as variáveis de estado com maior influência nos modos instáveis.

A metodologia empregada é muito semelhante à utilizada por Pai [23], diferindo no aspecto de que este avalia apenas a modelagem estática para as cargas. Neste sentido, o presente trabalho inclui modelos dinâmicos para as cargas na análise também dinâmica da estabilidade de tensão. Efetua-se uma compilação dos modelos estáticos, através das formulações polinomial e exponencial, e dinâmicos. Para estes, citam-se os modelos de

motores de indução, primeiros a serem utilizados em estudos dinâmicos, e os denominados modelos agregados de carga, recentemente propostos na literatura. Dentre estes, destacam-se os modelos genéricos de funções de transferência [44] e os de Mansour [45] e Hill [43].

Apresentados os modelos de carga, o trabalho avaliou a influência dos mesmos nos resultados da análise modal da estabilidade de tensão. As diferenças significativas observadas nos resultados, considerando-se apenas variações na modelagem da carga, levam à conclusão de que esta possui influência decisiva na resposta da análise dinâmica. Os resultados das simulações, do ponto de vista exclusivo das cargas, encontram-se resumidos no fim do capítulo 5. Do ponto de vista global, os resultados indicam a necessidade de representação da carga através de modelos com parâmetros realistas, para que os resultados não sejam conservativos, no sentido "pessimista", ou errôneos, no sentido "otimista".

Comparando-se os resultados da análise dinâmica com os da estática, através do método de mínimos valores singulares, conclui-se que os resultados são nitidamente diferentes entre si. Através do método dos mínimos valores singulares, em particular, o nível de carregamento a partir do qual ocorre a instabilidade de tensão corresponde ao nível máximo de carregamento possível, equivalendo ao ponto de "saddle-node" [31]. Através da análise modal, no entanto, observa-se que a instabilidade pode ocorrer em níveis de carregamento menores que o máximo.

O trabalho demonstrou, ainda, a impossibilidade de operação do sistema em pontos da região inferior da curva PV, desde que seja utilizada uma modelagem realista para a carga.

Do ponto de vista do desempenho dos modelos agregados de carga, conclui-se que dentre os indicados, os modelos de Mansour e Hill são os que fornecem resultados mais satisfatórios do ponto de vista do comportamento estático e dinâmico de uma carga composta. Ainda assim, tais modelos podem dificultar o processo de identificação da instabilidade de tensão quando a formulação empregada é a polinomial, dada a tendência de ocorrência de uma trajetória "irregular" para os autovalores dominantes nesta situação.

A análise modal demonstrou ser um método eficiente na detecção do problema da instabilidade de tensão, no que se refere à resposta dinâmica do sistema a pequenos

distúrbios. Da mesma forma, o emprego dos fatores de participação permite identificar as variáveis de estado com maior influência nos modos instáveis. Tal procedimento possibilita uma melhor compreensão do fenômeno da instabilidade de tensão, principalmente do ponto de vista de suas causas.

Como sugestões para futuros trabalhos, são indicados:

- implementação da dinâmica de outros elementos ainda não incluídos na análise, tais como LTCs, FACTs, RAVs e elos CC;
- inclusão das tensões nodais como variáveis de estado;
- estudo de uma possível relação entre os autovalores das matrizes Jacobiana não reduzida e reduzida;
- estudo de sensibilidade de modos dominantes em relação a parâmetros de elementos conectados ao sistema;
- comparação dos resultados obtidos neste trabalho com simulações no tempo.

Bibliografia

- [1] **IEEE Tutorial**, (1990). "Voltage Stability of Power Systems: Concepts, Analytical Tools and Industry Experience".
- [2] Task Force 38.02.10. "Modelling of Voltage Collapse Including Dynamic Phenomena", **CIGRÉ**.
- [3] Taylor, C. W., (1989). "A perspective on Voltage Stability with Emphasis on Load Characteristics", **II SEPOPE**.
- [4] Navarro-Perez, R.; Short, M. J.; Rios-Zalappa, R. & Prada, R. B., (1990). "Relation Between Voltage Collapse and Classical Steady-State Stability Limit", **10Th PSCC**, Graz, Áustria.
- [5] Kimbark, E. W., (1968). **Power Systems: Synchronous Machines**, Dover Publications.
- [6] Task Force on Terms and Definitions, (1982). "Proposed Terms and Definitions for Power Systems Stability", **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-101:83-85.
- [7] Venikov, V. A.; Stroeve, V. A.; Idelchick, V. I. & Tarasov, V. I., (1975). "Estimation of Electrical Power System Steady-State Stability in Load Flow Calculations", **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-94:1034-1041.

- [8] Venikov, V., (1977). **Transient Processes in Electrical Power Systems**, Mir Publishers.
- [9] Tamura, Y., — (1983). "Relationship Between Voltage Instability and Multiple Load Flow Solutions in Electric Power Systems", **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol PAS-102:1115-1125.
- [10] Abe, S., — (1978). "Load Flow Convergence in the Vicinity of a Voltage Stability Limit", **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS:1983-1993.
- [11] Kessel, P. & Glavitsch, H., (1986). "Estimating the Voltage Stability of a Power System", **IEEE Transactions on Power Delivery**, Vol. PWRD-1:346-354.
- [12] Schlueter, R. A.; Hu, I.; Chang, J. C. & Costi, A., (1991). "Methods for Determining Proximity to Voltage Collapse", **IEEE Transactions on Power Systems**, Vol. 6:285-291.
- [13] Van Cutsem, T., (1991). "A Method to Compute Reactive Power Margins with Respect to Voltage Collapse", **IEEE Transactions on Power Systems**, Vol. 6:145-156.
- [14] Flatabo, N.; Ognedal, R. & Carlsen, T., (1990). "Voltage Stability Condition in a Power Transmission System Calculated by Sensitivity Methods", **IEEE Transactions on Power Systems**, Vol. 5:1286-1293.
- [15] Begovic, M. M. & Phadke, A. G., (1992). "Control of Voltage Stability using Sensitivity Analysis", **IEEE Transactions on Power Systems**, Vol. 7:114-123.
- [16] Tiranuchit, A. & Thomas, R. J., (1988). "A Posturing Strategy against Voltage Instabilities in Electric Power Systems", **IEEE Transactions on Power Systems**, Vol. 3:87-93.

- [17] Löf, P. A.; Smed, T. & Anderson, G., (1992). "Fast Calculation of a Voltage Stability Index", **IEEE Transactions on Power Systems**, Vol. 7:54-64.
- [18] Löf, P. A.; Hill, D. J. & Anderson, G., (1992). "Voltage Stability Indices for Stressed Power Systems", **IEEE/PES**, Winter Meeting, New York, NY.
- [19] Srivastana, K. N.; Srivastana, S. C. & Kalra, P. K., (1993). "Prediction of Voltage Collapse in an Integrated AC-DC Network using the Singular Value Decomposition Concept", **Electric Power Systems Research**, Vol. 28:111-122.
- [20] Gao, B.; Morison, G. K. & Kundur, P., (1992). "Voltage Stability Using Modal Analysis", **IEEE Transactions on Power Systems**, Vol. 7:1529-1542.
- [21] Vargas, L. & Quintana, V. H., (1993). "Clustering Techniques for Voltage Collapse Detection", **Electric Power Systems Research**, Vol. 26:53-59.
- [22] Sauer, P. W. & Pai, M. A., (1990). "Power System Steady-State Stability and Load-Flow Jacobian", **IEEE Transactions on Power Systems**, Vol. 5:1374-1383.
- [23] Rajagopalan, C.; Lesieutre, B.; Sauer, P. W. & Pai, M. A., (1992). "Dynamic Aspects of Voltage/Power Characteristics", **IEEE Transactions on Power Systems**, Vol. 7:990-1000.
- [24] Chen, C.T., (1984). **Linear Systems Theory and Design**, Rinehardt and Winston.
- [25] Morison, G. K.; Gao, B. & Kundur, P., (1993). "Voltage Stability Using Static and Dynamic Approaches", **IEEE Transactions on Power Systems**, Vol. 8:1159-1171.
- [26] Kundur, P.; Morison, K. & Gao, B., (1993). "Practical Considerations in Voltage Stability Assessment", **Electrical Power and Energy Systems**, Vol. 15:205-216.
- [27] Löf, P. A.; Hill, D. J.; Arnborg, S. & Andersson, G., (1993). "On the Analysis of Long-Term Voltage Stability", **Electrical Power and Energy Systems**, Vol. 15:229-238.

- [28] Stubbe, M.; Bihain, A. & Deuse, J., (1993). "Simulation of Voltage Collapse", **Electrical Power and Energy Systems**, Vol. 15:239-243.
- [29] Miller, N. W. & Price, W. W., (1993). "Planning and Operations Benefits of High Fidelity Voltage Collapse Simulations", **Electrical Power and Energy Systems**, Vol. 15:245-250.
- [30] Tripathy, S. C.; Indulkar, C. S. & Viswanatha, B., (1993). "Voltage Collapse at the Load End of a Series Compensated EHV Transmission Line", **Electrical Power and Energy Systems**, Vol. 15:251-254.
- [31] Guckenheimer, J. & Holmes, P., **Nonlinear Oscillations, Dynamical Systems and Bifurcation of Vector Fields**.
- [32] IEEE Committee Report, (1968). "Computer Representation of Excitation Systems", **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-87:1460-1464.
- [33] IEEE Committee Report, (1981). "Excitation System Models for Power System Stability Studies", **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-100:494-509.
- [34] Anderson, P. M. & Fouad, A. A., (1977). **Power System Control and Stability**, The Iowa State University Press.
- [35] Arrillaga, J. & Arnold, C. P., (1983). **Computer Modelling of Electrical Power Systems**, John Wiley & Sons.
- [36] Ajjarapu, V. & Lee, B., (1992). "Bifurcation Theory and Its Application to Nonlinear Dynamical Phenomena in an Electrical Power System", **IEEE Transactions on Power Systems**, Vol. 7:424-431.

- [37] Krause, P. C. & Thomas, C. H., (1965). "Simulation of Symmetrical Induction Machinery", **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-84:1038-1053.
- [38] Hakim, M. M. A. & Berg, G. J., (1976). "Dynamic Single-Unit Representation of Induction Motor Groups", **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-95:155-165.
- [39] Krause, P. C.; Nozari, F.; Skvarenina, T. L. & Olive, D. W., (1979). "The Theory of Neglecting Stator Transients", **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-98:141-148.
- [40] Skvarenina, T. L. & Krause, P. C., (1979). "Accuracy of a Reduced Order Model of Induction Machines in Dynamic Stability Studies", **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, Vol. PAS-98:1192-1197.
- [41] Krause, P. C., (1986). **Analysis of Electric Machinery**, McGraw-Hill.
- [42] Welfonder, E.; Weber, H. & Hall, B., (1989). "Investigations of the Frequency and Voltage Dependence of Load Part Systems Using a Digital Self-Acting Measuring and Identification System", **IEEE Transactions on Power Systems**, Vol. 4:19-25.
- [43] Hill, D. J., (1993). "Nonlinear Dynamic Load Models with Recovery for Voltage Stability Studies", **IEEE Transactions on Power Systems**, Vol. 8:166-176.
- [44] Lin, C. J. — (1993). "Dynamic Load Models in Power Systems Using the Measurement Approach", **IEEE Transactions on Power Systems**, Vol. 8:309-315.
- [45] Xu, W. & Mansour, Y., (1993). "Voltage Stability Analysis Using Generic Dynamic Load Models", **IEEE 93 WM 185-9 PWRs**.
- [46] IEEE Task Force, (1993). "Load Representation for Dynamic Performance", **IEEE Transactions on Power Systems**, Vol. 8:472-482.

- [47] Martins, N., (1986). "Efficient Eigenvalue and Frequency Response Methods Applied to Power System Small-Signal Stability Studies", **IEEE Transactions on Power Systems**, Vol. PWRS-1:217-226.
- [48] Lemos, F. B., (1994). **Aplicação de um Método para Análise Estática de Estabilidade de Tensão**, Dissertação de Mestrado, UFSC.
- [49] Weedy, B. M., (1971). **Electric Power Systems**, John Wiley & Sons Ltd.
- [50] Kundur, P., (1994). **Power System Stability and Control**, McGraw-Hill.
- [51] Lerm, A. A. P., (1994). **Modelos de Carga para Estudos de Estabilidade de Tensão**, Relatório Interno, UFSC.
- [52] Ajarapu, V. & Christy, C., (1991). "The Continuation Power Flow: a Tool for Steady State Voltage Stability Analysis, **IEEE Transactions on Power Systems**.
- [53] IEEE Task Force on Load Representation for Dynamic Performance, (1994). "Bibliography on Load Models for Power Flow and Dynamic Performance Simulation", **IEEE Transactions on Power Systems**, Vol. PWRS-1:1-16.

APÊNDICE A

Modelagem de Geradores, Reguladores Automáticos de Tensão e Rede Elétrica

Apresentam-se a seguir os modelos mais utilizados de geradores síncronos e seus reguladores automáticos de tensão. A formulação indicada encontra-se na forma linearizada, própria para a inclusão dos respectivos elementos na matriz Jacobiana não-reduzida.

A.1 Modelagem de Geradores

A.1.1 Modelo 1 - Modelo Clássico [34] [35]

Neste modelo considera-se que sejam desprezados a resistência de armadura, a saliência transitória e o decaimento de fluxo, sendo que a tensão transitória no eixo é mantida constante. As equações algébricas e diferenciais que descrevem este modelo são:

- Equação de conexão do gerador à rede:

$$\begin{bmatrix} \cos\delta & \sin\delta \\ -\sin\delta & \cos\delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta V_{re} \\ \Delta V_{im} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \sin\delta V_{re} - \cos\delta V_{im} \\ \cos\delta V_{re} + \sin\delta V_{im} \end{bmatrix} \Delta\delta + \begin{bmatrix} -X'_d & 0 \\ 0 & X'_d \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta I_d \\ \Delta I_q \end{bmatrix} = 0 \quad (A.1)$$

- Injeções de corrente:

$$\begin{bmatrix} \Delta I_{re} \\ \Delta I_{im} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\sin\delta & \cos\delta \\ \cos\delta & \sin\delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta I_d \\ \Delta I_q \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \cos\delta I_d + \sin\delta I_q \\ \sin\delta I_d - \cos\delta I_q \end{bmatrix} \Delta\delta \quad (A.2)$$

- Ângulo:

$$\dot{\Delta\delta} = \Delta\omega \quad (\text{A.3})$$

- Velocidade:

$$\dot{\Delta\omega} = \frac{\omega_{ref}}{2H} (-E'_q \Delta I_q - D \Delta\omega) \quad (\text{A.4})$$

A.1.2 Modelo 2 - Máquina com Pólos Salientes sem Enrolamentos Amortecedores [34] [35]

Considera-se neste modelo apenas o enrolamento no eixo "q". Os enrolamentos amortecedores e todos os seus efeitos são desprezados. As equações que descrevem este modelo valem:

- Equação de conexão do gerador à rede:

$$\begin{bmatrix} \cos\delta & \sin\delta \\ -\sin\delta & \cos\delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta V_{re} \\ \Delta V_{im} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \sin\delta V_{re} - \cos\delta V_{im} \\ \cos\delta V_{re} + \sin\delta V_{im} \end{bmatrix} \Delta\delta + \begin{bmatrix} -X'_d & R_a \\ R_a & X_q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta I_d \\ \Delta I_q \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \Delta E'_q \\ 0 \end{bmatrix} = 0 \quad (\text{A.5})$$

- Injeções de corrente:

$$\begin{bmatrix} \Delta I_{re} \\ \Delta I_{im} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\sin\delta & \cos\delta \\ \cos\delta & \sin\delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta I_d \\ \Delta I_q \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \cos\delta I_d + \sin\delta I_q \\ \sin\delta I_d - \cos\delta I_q \end{bmatrix} \Delta\delta \quad (\text{A.6})$$

- Tensão transitória no eixo em quadratura:

$$\dot{\Delta E'_q} = \frac{\Delta E_{fd} + (X_d - X'_d) \Delta I_d - \Delta E'_q}{\tau'_{do}} \quad (\text{A.7})$$

- Ângulo:

$$\dot{\Delta\delta} = \Delta\omega \quad (\text{A.8})$$

- Velocidade:

$$\dot{\Delta\omega} = \frac{\omega_{ref}}{2H} \left\{ [(X_q - X'_d) I_q + 2R_a I_d] \Delta I_d + [(X_q - X'_d) I_d + 2R_a I_q - E'_q] \Delta I_q - I_q \Delta E'_q - D \Delta\omega \right\} \quad (\text{A.9})$$

A.1.3 Modelo 3 - Máquina de Rotor Liso sem Enrolamentos Amortecedores [34] [35]

Neste modelo consideram-se os efeitos transitórios dos eixos "d" e "q". As equações relativas a este modelo são:

- Equação de conexão do gerador à rede:

$$\begin{bmatrix} \cos\delta & \sin\delta \\ -\sin\delta & \cos\delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta V_{re} \\ \Delta V_{im} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \sin\delta V_{re} - \cos\delta V_{im} \\ \cos\delta V_{re} + \sin\delta V_{im} \end{bmatrix} \Delta\delta + \begin{bmatrix} -X'_d & R_a \\ R_a & X'_q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta I_d \\ \Delta I_q \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \Delta E'_q \\ \Delta E'_d \end{bmatrix} = 0 \quad (A.10)$$

- Injeções de corrente:

$$\begin{bmatrix} \Delta I_{re} \\ \Delta I_{im} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\sin\delta & \cos\delta \\ \cos\delta & \sin\delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta I_d \\ \Delta I_q \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \cos\delta I_d + \sin\delta I_q \\ \sin\delta I_d - \cos\delta I_q \end{bmatrix} \Delta\delta \quad (A.11)$$

- Tensão transitória no eixo direto:

$$\dot{\Delta E'_d} = \frac{-(X_q - X'_q)\Delta I_q - \Delta E'_d}{\tau'_{qo}} \quad (A.12)$$

- Tensão transitória no eixo em quadratura:

$$\dot{\Delta E'_q} = \frac{\Delta E_{fd} + (X_d - X'_d)\Delta I_d - \Delta E'_q}{\tau'_{do}} \quad (A.13)$$

- Ângulo:

$$\dot{\Delta\delta} = \Delta\omega \quad (A.14)$$

- Velocidade:

$$\dot{\Delta\omega} = \frac{\omega_{ref}}{2H} \left\{ \begin{aligned} &[(X'_q - X'_d)I_q + 2R_a I_d - E'_d]\Delta I_d + \\ &+ [(X'_q - X'_d)I_d + 2R_a I_q - E'_q]\Delta I_q - I_d \Delta E'_d - I_q \Delta E'_q - D\Delta\omega \end{aligned} \right\} \quad (A.15)$$

A.1.4 Modelo 4 - Máquina de Pólos Salientes com Enrolamentos Amortecedores [34] [35]

Consideram-se neste modelo os efeitos subtransitórios dos eixos "d" e "q". O equacionamento deste modelo vale:

- Equação de conexão do gerador à rede:

$$\begin{bmatrix} \cos\delta & \sin\delta \\ -\sin\delta & \cos\delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta V_{re} \\ \Delta V_{im} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \sin\delta V_{re} - \cos\delta V_{im} \\ \cos\delta V_{re} + \sin\delta V_{im} \end{bmatrix} \Delta\delta + \begin{bmatrix} -X_d'' & R_a \\ R_a & X_q'' \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta I_d \\ \Delta I_q \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \Delta E_q'' \\ \Delta E_d'' \end{bmatrix} = 0 \quad (A.16)$$

- Injeções de corrente:

$$\begin{bmatrix} \Delta I_{re} \\ \Delta I_{im} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\sin\delta & \cos\delta \\ \cos\delta & \sin\delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta I_d \\ \Delta I_q \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \cos\delta I_d + \sin\delta I_q \\ \sin\delta I_d - \cos\delta I_q \end{bmatrix} \Delta\delta \quad (A.17)$$

- Tensão transitória no eixo em quadratura:

$$\dot{\Delta E_q'} = \frac{\Delta E_{fd} + (X_d - X_d') \Delta I_d - \Delta E_q'}{\tau_{do}'} \quad (A.18)$$

- Tensão subtransitória no eixo direto:

$$\dot{\Delta E_d''} = \frac{-(X_q - X_q'') \Delta I_q - \Delta E_d''}{\tau_{qo}''} \quad (A.19)$$

- Tensão subtransitória no eixo em quadratura:

$$\dot{\Delta E_q''} = \frac{\Delta E_q' + (X_d' - X_d'') \Delta I_d - \Delta E_q''}{\tau_{do}''} \quad (A.20)$$

- Ângulo:

$$\dot{\Delta\delta} = \Delta\omega \quad (A.21)$$

- Velocidade:

$$\dot{\Delta\omega} = \frac{\omega_{ref}}{2H} \left\{ \begin{aligned} &[(X_q'' - X_d'') I_q + 2R_a I_d - E_d''] \Delta I_d + \\ &+ [(X_q'' - X_d'') I_d + 2R_a I_q - E_q''] \Delta I_q - I_d \Delta E_d'' - I_q \Delta E_q'' - D \Delta\omega \end{aligned} \right\} \quad (A.22)$$

A.1.5 Modelo 5 - Máquina de Rotor Liso com Enrolamentos Amortecedores [34] [35]

Este modelo representa a máquina de forma mais detalhada, considerando os efeitos subtransitórios dos eixos "d" e "q". As equações que representam este modelo são:

- Equação de conexão do gerador à rede:

$$\begin{bmatrix} \cos\delta & \sin\delta \\ -\sin\delta & \cos\delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta V_{re} \\ \Delta V_{im} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \sin\delta V_{re} - \cos\delta V_{im} \\ \cos\delta V_{re} + \sin\delta V_{im} \end{bmatrix} \Delta\delta + \begin{bmatrix} -X_d'' & R_a \\ R_a & X_q'' \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta I_d \\ \Delta I_q \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \Delta E_q'' \\ \Delta E_d'' \end{bmatrix} = 0 \quad (A.23)$$

- Injeções de corrente:

$$\begin{bmatrix} \Delta I_{re} \\ \Delta I_{im} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\sin\delta & \cos\delta \\ \cos\delta & \sin\delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta I_d \\ \Delta I_q \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \cos\delta I_d + \sin\delta I_q \\ \sin\delta I_d - \cos\delta I_q \end{bmatrix} \Delta\delta \quad (A.24)$$

- Tensão transitória no eixo direto:

$$\dot{\Delta E_d'} = \frac{-(X_q - X_q') \Delta I_q - \Delta E_d'}{\tau_{qo}} \quad (A.25)$$

- Tensão transitória no eixo em quadratura:

$$\dot{\Delta E_q'} = \frac{\Delta E_{fd} + (X_d - X_d') \Delta I_d - \Delta E_q'}{\tau_{do}} \quad (A.26)$$

- Tensão subtransitória no eixo direto:

$$\dot{\Delta E_d''} = \frac{\Delta E_d' - (X_q' - X_q'') \Delta I_q - \Delta E_d''}{\tau_{qo}''} \quad (A.27)$$

- Tensão subtransitória no eixo em quadratura:

$$\dot{\Delta E_q''} = \frac{\Delta E_q' + (X_d' - X_d'') \Delta I_d - \Delta E_q''}{\tau_{do}''} \quad (A.28)$$

- Ângulo:

$$\dot{\Delta\delta} = \Delta\omega \quad (A.29)$$

- Velocidade:

$$\dot{\Delta\omega} = \frac{\omega_{ref}}{2H} \left\{ \begin{aligned} & \left[(X_q'' - X_d'') I_q + 2R_a I_d - E_d'' \right] \Delta I_d + \\ & + \left[(X_q'' - X_d'') I_d + 2R_a I_q - E_q'' \right] \Delta I_q - I_d \Delta E_d'' - I_q \Delta E_q'' - D \Delta\omega \end{aligned} \right\} \quad (A.30)$$

A.2 Modelagem de Reguladores Automáticos de Tensão

Nos sistemas de potência são utilizados vários tipos de reguladores de tensão. São indicados os modelos DC1 e ST1 do IEEE [33] e um modelo simplificado, composto de apenas um ganho e uma constante de tempo.

A.2.1 Regulador de Tensão Modelo DC1 (IEEE)

Este modelo pode ser representado através da figura A.1.

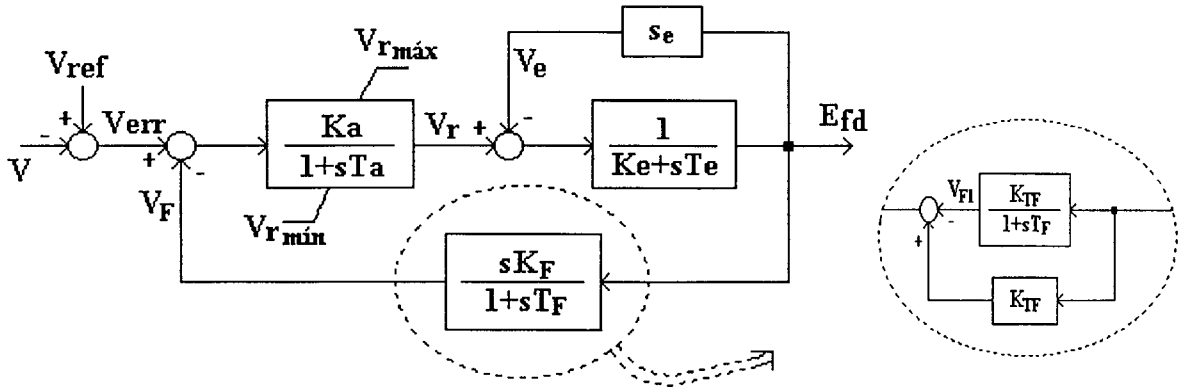


Figura A.1. RAT Modelo DC1, com adaptação de blocos, onde $K_{TF} = K_F / T_F$.

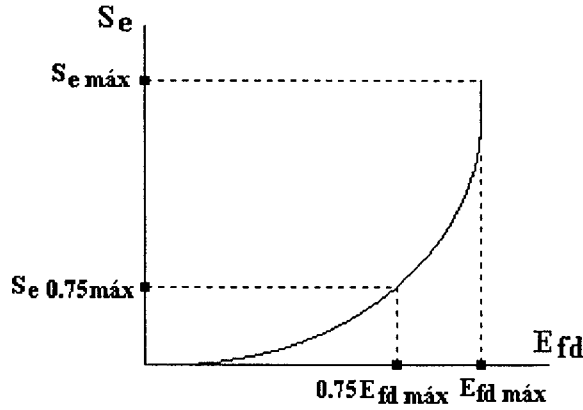


Figura A.2. Curva de saturação magnética da excitatriz.

Na figura A.1 s_e é uma função que representa o fenômeno de saturação magnética do sistema de excitação da máquina síncrona. A figura A.2 indica a curva da função de saturação s_e . Na situação de esta ser aproximada por uma equação quadrática, obtem-se

$$s_e = a E_{fd}^2 + b E_{fd} \quad (A.31)$$

As equações para este modelo valem, portanto,

$$\dot{\Delta E}_{fd} = \frac{1}{T_e} \left[\Delta V_R - (3a E_{fd}^2 + 2b E_{fd} + K_e) \Delta E_{fd} \right] \quad (A.32)$$

$$\dot{\Delta V_r} = \frac{1}{T_a} \left[K_a \left(-\frac{V_{re}}{V} \Delta V_{re} - \frac{V_{im}}{V} \Delta V_{im} - K_{TF} \Delta E_{fd} + \Delta V_{F1} \right) - \Delta V_R \right] \quad (A.33)$$

$$\dot{\Delta V_{F1}} = \frac{1}{T_F} (K_{TF} \Delta E_{fd} - \Delta V_{F1}) \quad (\text{A.34})$$

onde $K_{TF} = K_F / T_F$.

A.2.2 Regulador de Tensão Modelo ST1 (IEEE)

Este modelo pode ser representado conforme a figura A.3.

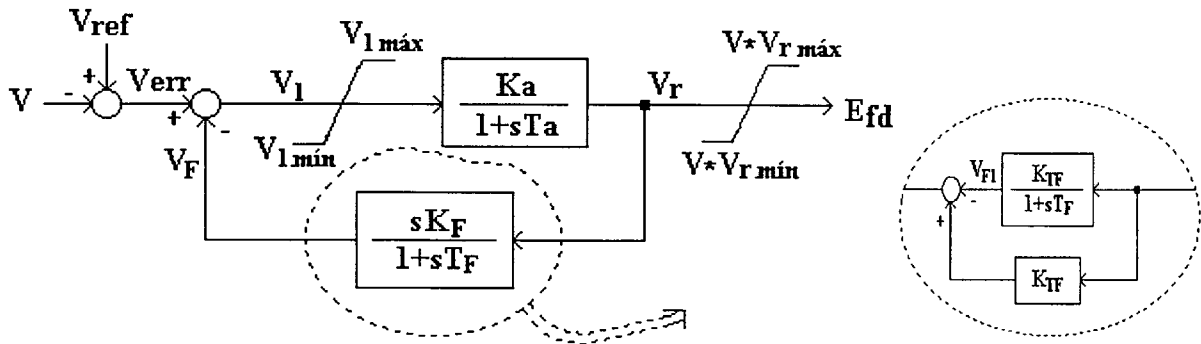


Figura A.3. RAT Modelo ST1, com adaptação de blocos, onde $K_{TF} = K_F / T_F$.

As equações deste modelo valem

$$\dot{\Delta E_{fd}} = \frac{1}{T_a} \left[K_a \left(-\frac{V_{re}}{V} \Delta V_{re} - \frac{V_{im}}{V} \Delta V_{im} + \Delta V_{F1} \right) - (1 + K_a K_{TF}) \Delta E_{fd} \right] \quad (\text{A.35})$$

$$\dot{\Delta V_{F1}} = \frac{1}{T_F} (K_{TF} \Delta E_{fd} - \Delta V_{F1}) \quad (\text{A.36})$$

onde $K_{TF} = K_F / T_F$.

A.2.3 Regulador de Tensão Modelo Simplificado

Representa o regulador de tensão através de apenas um ganho e uma constante de tempo, de acordo com a figura A.4.

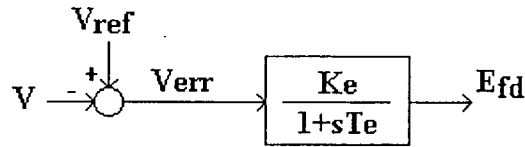


Figura A.4. RAT modelo simplificado de primeira ordem.

A equação para este modelo vale

$$\dot{\Delta E}_{fd} = \frac{1}{T_e} \left[K_e \left(-\frac{V_{re}}{V} \Delta V_{re} - \frac{V_{im}}{V} \Delta V_{im} \right) - \Delta E_{fd} \right] \quad (\text{A.37})$$

A.3 Modelagem da Rede Elétrica

Para cada barra i do sistema têm-se as correntes

$$\Delta I_{re_i} = \sum_{j=1}^n (G_{ij} \Delta V_{re_j} - B_{ij} \Delta V_{im_j}) \quad (\text{A.38})$$

$$\Delta I_{im_i} = \sum_{j=1}^n (B_{ij} \Delta V_{re_j} - G_{ij} \Delta V_{im_j}) \quad (\text{A.39})$$

APÊNDICE B

Considerações Adicionais aos Modelos de Cargas

O presente apêndice realiza algumas considerações adicionais aos modelos de carga, estáticos e dinâmicos, principalmente no que se refere à identificação dos parâmetros dos mesmos. Os tópicos aqui apresentados encontram-se detalhados na referência [51].

B.1 Identificação de Parâmetros dos Modelos Estáticos

A técnica mais difundida para identificação dos parâmetros dos modelos polinomial e exponencial da carga baseia-se no método dos mínimos quadrados ordinário, em que todas as medidas de entrada e de saída dos modelos são consideradas possuidoras de mesmo desvio padrão.

Seja um sistema linear ditado por

$$Y = X\theta \quad (\text{B.1})$$

onde Y é a resposta (saída) a uma dada excitação (entrada) X aplicada ao sistema que possui os parâmetros θ . Supondo que $\hat{\theta}$ seja a estimativa para θ , então

$$Y = X\hat{\theta} + e \quad (\text{B.2})$$

onde e representa os erros dos parâmetros para a estimativa. Para uma boa estimação, os erros (e) devem ser mínimos. Considerando-se a função escalar

$$S = e^T e = e_1^2 + e_2^2 + \dots + e_n^2 \quad (\text{B.3})$$

em que n é o número de parâmetros do sistema e sabendo que os elementos de \mathbf{e} valem $\mathbf{e} = \mathbf{Y} - \mathbf{X}\hat{\boldsymbol{\theta}}$, tem-se que

$$\mathbf{S} = [\mathbf{Y} - \mathbf{X}\hat{\boldsymbol{\theta}}]^T [\mathbf{Y} - \mathbf{X}\hat{\boldsymbol{\theta}}] \quad (\text{B.4})$$

A fim de que os erros sejam minimizados, a derivada da função \mathbf{S} em relação à estimativa dos parâmetros deve ser nula, ou seja,

$$\frac{d\mathbf{S}}{d\boldsymbol{\theta}} = -[\mathbf{Y} - \mathbf{X}\hat{\boldsymbol{\theta}}]^T \mathbf{X} - \mathbf{X}^T [\mathbf{Y} - \mathbf{X}\hat{\boldsymbol{\theta}}] = -2\mathbf{X}^T [\mathbf{Y} - \mathbf{X}\hat{\boldsymbol{\theta}}] = 0 \quad (\text{B.5})$$

A estimativa dos parâmetros valerá, portanto,

$$\hat{\boldsymbol{\theta}} = [\mathbf{X}^T \mathbf{X}]^{-1} \mathbf{X}^T \mathbf{Y} \quad (\text{B.6})$$

Para o modelo polinomial tem-se, fazendo $V_o = 1$ pu, para a potência ativa,

$$P_i(V) = P_o(a_p + b_p V_i + c_p V_i^2) \quad (\text{B.7})$$

ou

$$P'_i(V) = (a_p + b_p V_i + c_p V_i^2) \quad (\text{B.8})$$

onde $P'_i(V) = P_i(V) / P_o$. Assim, para um conjunto de m medidas, as matrizes \mathbf{X} , \mathbf{Y} e $\boldsymbol{\theta}$ da equação (B.1) valem

$$\mathbf{Y} = [P'_1 \quad P'_2 \quad \dots \quad P'_m]^T \quad (\text{B.9a})$$

$$\mathbf{X} = \begin{bmatrix} 1 & V_1 & V_1^2 \\ 1 & V_2 & V_2^2 \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ 1 & V_m & V_m^2 \end{bmatrix} \quad (\text{C.9b})$$

$$\boldsymbol{\theta} = [a_p \quad b_p \quad c_p]^T \quad (\text{B.9c})$$

Para o modelo exponencial, supondo $V_o = 1$ pu, tem-se, para a potência ativa,

$$P_i(V) = P_o V_i^{pv} \quad (\text{B.10})$$

ou

$$P'_i(V) = pv \cdot V'_i \quad (\text{B.11})$$

onde $P'_i(V) = \ln[P_i(V) / P_o]$ e $V'_i = \ln(V_i)$. Para um conjunto de m medidas, os termos da equação (B.1) valem

$$Y = [P'_1 \ P'_2 \ P'_3 \ \dots \ P'_m]^T \quad (\text{B.12a})$$

$$X = [V'_1 \ V'_2 \ V'_3 \ \dots \ V'_m] \quad (\text{B.12b})$$

$$\theta = [pv] \quad (\text{B.12c})$$

B.2 Identificação de Parâmetros dos Modelos Dinâmicos Baseados em Funções de Transferência Genéricas

A formulação original dos modelos baseados em funções de transferência genéricas encontra-se no domínio s . Tem-se, por exemplo, para a potência ativa em um sistema de 1ª ordem,

$$g(s) = \frac{\Delta P(s)}{\Delta V(s)} = \frac{K_{pv}(1 + T_{2p}s)}{(1 + T_{1p}s)} \quad (\text{B.13})$$

As informações disponíveis da resposta da carga a variações na tensão aplicada a esta estão, no entanto, no domínio tempo. Desta forma, torna-se necessário utilizar a formulação no domínio discreto. A metodologia indicada a seguir prevê o uso da transformação inversa, ou seja, do domínio discreto para o contínuo, de acordo com

$$g(s) = sZ^{-1} \left\{ \frac{z}{z-1} g(z) \right\} \quad (\text{B.14})$$

onde Z^{-1} indica a transformada inversa, baseada em tabelas próprias para esta finalidade [51]. A equação (B.13), neste sentido, possui uma expressão equivalente no domínio discreto conforme

$$g(z) = \frac{\Delta P(z)}{\Delta V(z)} = \frac{b_1 z + b_2}{z + a_1} \quad (\text{B.15})$$

ou, na forma de diferenças finitas,

$$g(z) = \frac{b_1 + b_2 z^{-1}}{1 + a_1 z^{-1}} \quad (\text{B.16})$$

que equivale a

$$\Delta P(k) = -a_1 \Delta P(k-1) + b_1 \Delta V(k) + b_2 \Delta V(k-1) \quad (\text{B.17})$$

onde k é o índice que engloba um par de dados P e V de um conjunto de N pontos de medidas P e V de um dado ensaio.

Então, na forma matricial $Y = X\theta$ tem-se

$$Y = [\Delta P(k) \quad \Delta P(k+1) \quad \dots \quad \Delta P(k+N)]^T \quad (\text{B.18a})$$

$$X = \begin{bmatrix} -\Delta P(k-1) & \Delta V(k) & \Delta V(k-1) \\ -\Delta P(k) & \Delta V(k+1) & \Delta V(k) \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ -\Delta P(k+N-1) & \Delta V(k+N) & \Delta V(k+N-1) \end{bmatrix} \quad (\text{B.18b})$$

$$\theta = [a_1 \quad b_1 \quad b_2]^T \quad (\text{B.18c})$$

em que as dimensões são dadas por $\dim[Y] = M \times 1$, $\dim[X] = M \times 3$, $\dim[\theta] = 3 \times 1$, onde M = número de medições - 1.

Os parâmetros contidos no vetor θ podem ser calculados a partir da técnica dos mínimos quadrados, conforme indicado no item B.1. Para o sistema em questão, tem-se que

$$\frac{z}{z-1} g(z) = \frac{z}{z-1} \frac{b_1 z + b_2}{z + a_1} = \frac{b_1 z}{(z + a_1)} + \frac{(b_1 + b_2)z}{(z-1)(z + a_1)} \quad (\text{B.19})$$

Aplicando-se a transformada inversa à expressão (B.19), após as devidas operações, obtém-se

$$g(s) = \frac{b_1 s + f \cdot a}{(s + a)} \quad (\text{B.20})$$

onde

$$f = \frac{(b_1 + b_2)}{(1 + a_1)} \quad \text{e} \quad a = -\frac{\ln(-a_1)}{T} \quad (\text{B.21})$$

em que T é o tempo de discretização em segundos.

Com os parâmetros da equação (B.15) calculados conforme

$$b_1 = \frac{K_{pv} T_{2p}}{T_{1p}} \quad , \quad b_2 = f \cdot a = \frac{K_{pv}}{T_{1p}} \quad \text{e} \quad a_1 = \frac{1}{T_p} \quad (\text{B.22})$$

os parâmetros da equação (B.13) são obtidos de acordo com

$$T_{1p} = \frac{T}{\ln(-1/a_1)} \quad , \quad T_{2p} = b_1 \frac{(1+a_1)}{(b_1+b_2)} \frac{T}{\ln(-1/a_1)} \quad \text{e} \quad K_{pv} = \frac{(b_1+b_2)}{(1+a_1)} \quad . \quad (\text{B.23})$$

As funções de transferência de 2ª e 3ª ordem possuem a identificação de seus parâmetros com procedimentos semelhantes ao indicado para a função de transferência de 1ª ordem, estando detalhadas em [51].

B.3 Identificação de Parâmetros dos Modelos de Primeira Ordem Adaptados [42] [44]

Os modelos de 1ª ordem adaptados partem da consideração de que o comportamento da carga perante variações em sua tensão aplicada tenha o comportamento indicado na figura B.1.

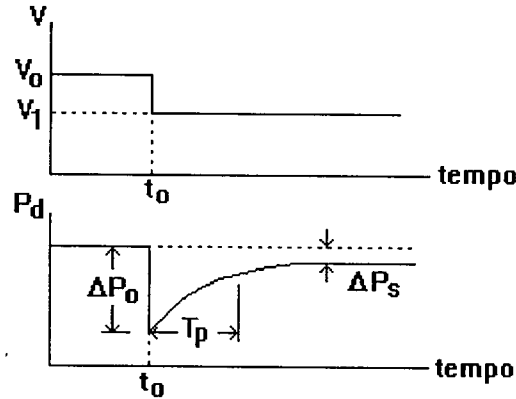


Figura B.1. Resposta da carga a um degrau na tensão aplicada.

B.3.1 Modelo de Hill [43]

Para a potência ativa, basicamente, as incógnitas do modelo Hill [43] estão contidas nas equações (B.24) e (B.25):

$$P_s(V) = P_o V^a \quad (\text{B.24})$$

$$K_p(V) = \frac{1}{\alpha} k_p V^\alpha \quad (\text{B.25})$$

A equação (B.24) está relacionada com a condição de regime permanente. Para apenas um par de medidas, como indicado na figura B.1, dois pares de valores (P, V) são

obtidos: antes e após o degrau imposto na tensão. Dado que P_o é uma característica constante da carga, levantada para $V = 1$ pu, pode-se obter

$$\alpha = \frac{\ln(P_o/P_I)}{\ln(V_o/V_I)} \quad (\text{B.26})$$

Para mais do que dois pares de valores P e V , recomenda-se o uso da técnica de mínimos quadrados, obedecendo, para este caso, o equacionamento do modelo exponencial conforme o item B.1.

A equação (B.25), por sua vez, possui duas incógnitas : k_p e α . O parâmetros k_p deve ser associado com ΔP_o conforme

$$\Delta P_o = \frac{k_p}{\alpha T_p} (V_o^\alpha - V_I^\alpha) \quad (\text{B.27})$$

O arranjo de α nesta equação impossibilita o seu uso em uma técnica de mínimos quadrados convencional. Deve-se proceder, desta forma, à escolha de diversos valores para α , introduzindo-os nos mínimos quadrados para a determinação de k_p . Uma comparação entre estes diversos pares de k_p e α , através dos resultados via simulação, permite a escolha daquele que é o mais representativo.

A variável T_p deve ser escolhida em função do tempo de acomodação da resposta da carga.

B.3.2 Modelo de Mansour [45]

O processo dinâmico da carga perante degraus de tensão pode ser exemplificado através da figura B.2.

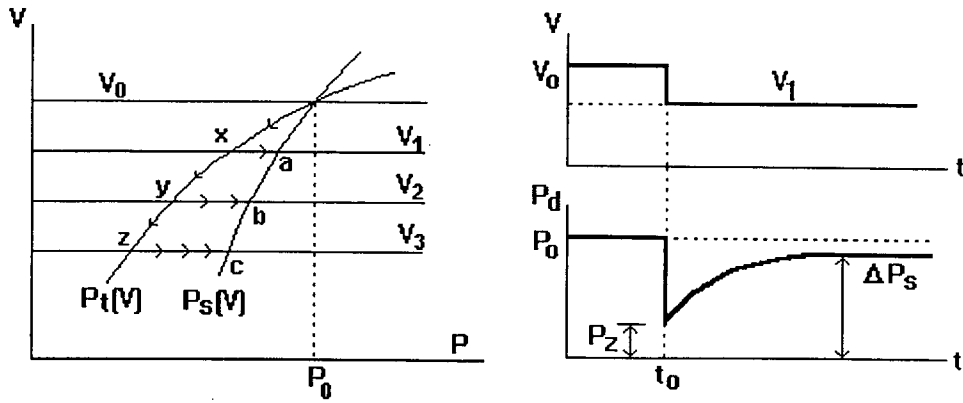


Figura B.2 - Processo simplificado da dinâmica da carga.

As demandas instantâneas da carga após os degraus na tensão valem

$$\begin{cases} P_1 = x_o P_t(V_1) \\ P_2 = x_o P_t(V_2) \\ \vdots \\ P_z = x_o P_t(V_z) \end{cases} \quad (\text{B.28})$$

sendo que o valor da variável de estado x antes do distúrbio pode ser retirada de

$$P_o = x_o P_t(V_o) \quad (\text{B.29})$$

Para a formulação exponencial tem-se $P_t(V) = V^\alpha$. Logo, relacionando as equações (B.28) e (B.29) obtém-se

$$\alpha = \frac{\ln(P_z / P_o)}{\ln(V_z / V_o)} \quad (\text{B.30})$$

Para dois pares de valores P e V a equação (B.30) pode ser empregada diretamente. Para mais valores a técnica de mínimos quadrados torna-se mais indicada.

Para a formulação polinomial vale $P_t(V) = c_0 + c_1 V + c_2 V^2$. De forma semelhante à formulação exponencial pode-se obter, para n conjuntos de medidas P e V , após colocar em evidência os termos desconhecidos,

$$\begin{cases} f_1 = c_0(P_1 - P_o) + c_1(P_1 V_o - P_o V_1) + c_2(P_1 V_o^2 - P_o V_1^2) \\ f_2 = c_0(P_2 - P_o) + c_1(P_2 V_o - P_o V_2) + c_2(P_2 V_o^2 - P_o V_2^2) \\ \vdots \\ f_n = c_0(P_n - P_o) + c_1(P_n V_o - P_o V_n) + c_2(P_n V_o^2 - P_o V_n^2) \end{cases} \quad (\text{B.31})$$

Os coeficientes c_0 , c_1 e c_2 devem ser determinados de tal forma que as funções indicadas na equação (B.31) sejam minimizadas. Através de diversas simulações [51], no entanto, observou-se que bons resultados são obtidos introduzindo-se os valores P_1 , P_2 , ..., P_n e V_1 , V_2 , ..., V_n em um programa de mínimos quadrados, formulado para a equação $P_i(V) = c_0 + c_1 V + c_2 V^2$.

Para ambos as modelagens, polinomial e exponencial, os parâmetros de $P_s(V)$ e $Q_s(V)$ podem ser determinados a partir de equacionamento semelhante ao de α e c_0 , c_1 e c_2 .

A constante de tempo T_p , válida para as formulações exponencial e polinomial é dada por

$$T_p = T_l \frac{P_l(V_1)}{\ln(P_s - P_z) - \ln(0.1 P_s)} \quad (\text{B.32})$$

onde V_l é a tensão após o degrau aplicado, P_s é a potência de regime permanente com a tensão V_l aplicada, P_z é a potência transitória e T_l é o tempo necessário para a carga recuperar 90% de P_s .

B.4 Determinação de Modelos Estáticos Equivalentes dos Motores de Indução

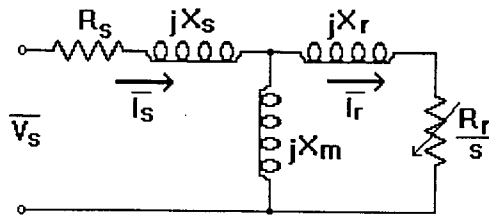


Figura B.3. Circuito equivalente em regime permanente do motor de indução.

O circuito equivalente do MIT em regime permanente é o indicado na figura B.3, onde R_s é a resistência do estator por fase, R_r é a resistência do rotor por fase, referida ao estator, X_s é a reatância do estator por fase, X_r é a reatância do rotor por fase, referida ao estator, X_m é a reatância de magnetização por fase e s é o escorregamento.

O torque eletromagnético produzido pelo motor vale

$$T_e = \frac{1}{\omega_s} \frac{nV_{th}^2 \frac{R_r}{s}}{\left(R_{th} + \frac{R_r}{s}\right)^2 + (X_{th} + X_r)^2} \quad (B.33)$$

onde n é o número de fases do motor e V_{th} , R_{th} e X_{th} são grandezas do circuito equivalente Thèvenin, aplicado ao cicuito da figura B.3, de acordo com

$$\overline{V_{th}} = \overline{V_s} \frac{jX_m}{R_s + j(X_s + X_m)} \quad (B.34)$$

$$R_{th} + jX_{th} = (R_s + jX_s) // (jX_m) \quad (B.35)$$

O torque eletromagnético é igual ao torque mecânico interno, sendo este a soma dos torques mecânico útil (externo) e das perdas rotacionais, de acordo com

$$T_e = T_{m_i} = T_{m_e} + T_{perdas\ rot} \quad (B.36)$$

Conhecida a característica de torque mecânico da carga de acordo com

$$T_{m_e} = T_c + T_x \frac{\omega_r}{\omega_s} \quad (B.37)$$

pode-se obter o valor do escorregamento do motor para uma dada tensão aplicada a partir de

$$a_3 s^3 + a_2 s^2 + a_1 s + a_0 = 0 \quad (B.38)$$

em que

$$a_0 = (T_c + T_x) R_r^2 \quad (B.39a)$$

$$a_1 = 2(T_c + T_x) R_{th} R_r - T_x R_r^2 - \frac{nV_{th}^2 R_r}{\omega_s} \quad (B.39b)$$

$$a_2 = (T_c + T_x) [R_{th}^2 + (X_{th} + X_r)^2] - 2T_x R_{th} R_r \quad (B.39c)$$

$$a_3 = -T_x [R_{th}^2 + (X_{th} + X_r)^2] \quad (B.39d)$$

Seguindo-se ao cálculo do escorregamento, a determinação das demais grandezas elétricas, correntes e potências absorvidas, é elementar, baseando-se no circuito da figura B.3.

A determinação dos parâmetros dos modelos polinomial e exponencial que representem o comportamento estático do motor de indução pode ser feita através do cálculo das potências ativa e reativa, P e Q , para diversas tensões aplicadas, de acordo o procedimento indicado no presente item, e introduzindo estes dados em uma rotina de cálculo baseada na técnica de mínimos quadrados, de acordo com o item B.1.

B.5 Determinação de Modelos Dinâmicos Equivalentes dos Motores de Indução

O comportamento dinâmico de um motor de indução é levantado a partir do seu modelo detalhado, de acordo com

$$\dot{\psi}_{q_s} = \omega_b \left[V_{q_s} - \frac{\omega}{\omega_b} \psi_{d_s} + \frac{R_s}{X_s} (\psi_{mq} - \psi_{q_e}) \right] \quad (\text{B.40})$$

$$\dot{\psi}_{d_s} = \omega_b \left[V_{d_s} + \frac{\omega}{\omega_b} \psi_{q_s} + \frac{R_s}{X_s} (\psi_{md} - \psi_{d_s}) \right] \quad (\text{B.41})$$

$$\dot{\psi}_{q_r} = \omega_b \left[V_{q_r} - \frac{\omega - \omega_r}{\omega_b} \psi_{d_r} + \frac{R_r}{X_r} (\psi_{mq} - \psi_{q_r}) \right] \quad (\text{B.42})$$

$$\dot{\psi}_{d_r} = \omega_b \left[V_{d_r} + \frac{\omega - \omega_r}{\omega_b} \psi_{q_r} + \frac{R_r}{X_r} (\psi_{md} - \psi_{d_r}) \right] \quad (\text{B.43})$$

$$\frac{1}{\omega_b} \dot{\omega}_r = \frac{(T_e - T_m)}{\left(\frac{2}{P}\right) J \omega_b} \quad (\text{B.44})$$

onde

$$\psi_{mq} = X_{mq} \left(\frac{\psi_{q_s}}{X_s} + \frac{\psi_{q_r}}{X_r} \right) \quad , \quad \psi_{md} = X_{md} \left(\frac{\psi_{d_s}}{X_s} + \frac{\psi_{d_r}}{X_r} \right) \quad (\text{B.45})$$

$$X_{mq} = X_{md} = \frac{1}{1/X_m + 1/X_s + 1/X_r} \quad (\text{B.46})$$

A determinação dos parâmetros de um modelo dinâmico equivalente para o motor de indução, entre modelos de funções de transferência genéricos e de primeira ordem adaptados, pode ser efetuada após o levantamento do comportamento dinâmico do motor em decorrência de uma variação na tensão aplicada. Com um intervalo de amostragem adequado, os dados são levantados e, após, introduzidos em rotinas adequadas para cada modelo equivalente, segundo os itens B.2 e B.3.

B.6 Agregação de Motores de Indução

Assume-se que o modelo da unidade representativa de um grupo de motores seja o mesmo do circuito equivalente de motores de indução genéricos, segundo a figura B.3. Para um grupo de n motores idênticos $(R_s, X_s, R_r, X_r, X_m)$ e cargas mecânicas igualmente idênticas (T_o, β) , de acordo com $T_m(\omega) = T_o \omega^\beta$, pode-se demonstrar que os parâmetros do motor de indução equivalente são dados por

$$R_{s_M} = \frac{R_s}{n} \quad R_{r_M} = \frac{R_r}{n} \quad (\text{B.47})$$

$$X_{s_M} = \frac{X_s}{n} \quad X_{r_M} = \frac{X_r}{n} \quad (\text{B.48})$$

$$X_{m_M} = \frac{X_m}{n} \quad (\text{B.49})$$

$$s_M = s \quad (\text{B.50})$$

$$T_{o_M} = n T_o \quad \beta_M = \beta \quad (\text{B.51})$$

O fator n , que indica a quantidade de motores com características idênticas que estão conectados a uma barra do sistema, pode ser determinado a partir da relação

$$n = \frac{P_{d_i}}{P_i} \quad (\text{B.52})$$

onde P_{d_i} é a potência ativa da demanda especificada para o conjunto de motores e P_i é a potência ativa de cada motor com as características $(R_s, X_s, R_r, X_r, X_m)$, sendo que ambas potências devem estar referidas à mesma tensão. Observa-se que P_i é a potência em regime permanente, calculada de acordo com o procedimento indicado no item B.4.

Com os parâmetros calculados para o motor equivalente $(R_{s_M}, X_{s_M}, R_{r_M}, X_{r_M}, X_{m_M})$ pode-se verificar que a potência ativa absorvida pelo mesmo é dada por

$$P_{M_i} = P_{d_i} \quad (\text{B.53})$$

Nesta condição, pode-se igualmente determinar a potência reativa do motor equivalente, Q_{M_i} , a qual possui um valor não necessariamente coincidente com a potência reativa da demanda especificada para os motores, Q_{d_i} . Desta forma, a diferença $(Q_{d_i} - Q_{M_i})$ pode ser entendida

como a potência reativa de um banco de compensadores de reativo Q_{shunt} . Tal procedimento assegura que o par (P_{M_i}, Q_{M_i}) corresponda a um ponto de operação viável do motor.

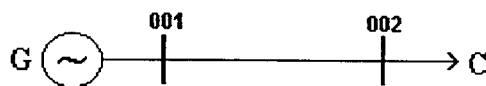
APÊNDICE C

Dados Utilizados nas Simulações

São apresentados a seguir os dados empregados nas simulações dos sistemas de duas e nove barras, baseados nos trabalhos de Pai [23] e Anderson [34], respectivamente. Para as impedâncias adota-se uma base de 100 MVA.

C.1 Sistema de Duas Barras

- Diagrama unifilar:



- Dados da linha:

R (pu)	X_L (pu)	$B_c/2$ (pu)
0.0	0.10	0.0

- Dados das barras:

barra	V (pu)	θ (°)	P gerada (MW)	Q gerada (MVar)	P carga (MW)	Q carga (MVar)
001	1.0	0.0	—	—	0.0	0.0
002	—	—	0.0	0.0	*	*

* Obs.: valores dependentes de cada caso simulado.

- Dados do gerador:

H (seg)	6.4
D (pu/pu)	0.0
R_a (pu)	0.0
X_d (pu)	0.8958
X'_d (pu)	0.1198
X_q (pu)	0.8645
X'_q (pu)	0.1969
τ'_{do} (seg)	6.00
τ'_{qo} (seg)	0.535

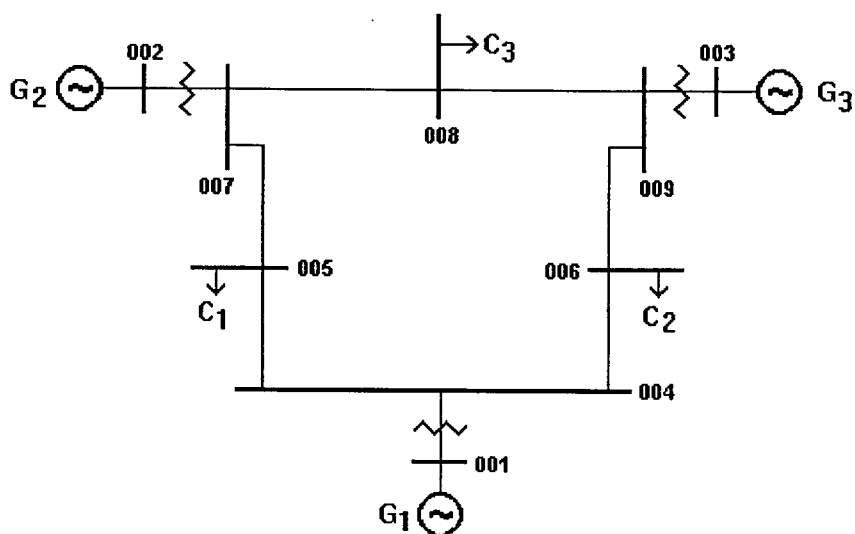
- Dados do RAT:

modelo	K_a (pu)	T_a (seg)	K_f (pu)	T_f (seg)	K_e (pu)	T_e (seg)
DC1	20	0.2	0.063	0.35	1.0	0.314

s_e 0.75máx (pu)	s_e máx (pu)	V_r mín (pu)	V_r máx (pu)
0.0	0.0	-10.0	10.0

C.2 Sistema de Nove Barras

- Diagrama unifilar:



- Dados das linhas e transformadores:

LT/Transform	R (pu)	X_L (pu)	$B_c/2$ (pu)
001-004	0.0	0.0576	0.0
002-007	0.0	0.0625	0.0
003-009	0.0	0.0586	0.0
004-005	0.010	0.085	0.088
004-006	0.017	0.092	0.079
005-007	0.032	0.161	0.153
006-009	0.039	0.170	0.179
007-008	0.0085	0.072	0.0745
008-009	0.0119	0.1008	0.1045

- Dados das barras:

barra	V (pu)	θ (°)	P gerada (MW)	Q gerada (MVar)	P carga (MW)	Q carga (MVar)
001	1.040	0.0	—	—	0.0	0.0
002	1.025	—	163.0	—	0.0	0.0
003	1.025	—	85.0	—	0.0	0.0
004	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
005	—	—	0.0	0.0	125.0	50.0
006	—	—	0.0	0.0	90.0	30.0
007	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0
008	—	—	0.0	0.0	100.0	35.0
009	—	—	0.0	0.0	0.0	0.0

- Dados dos geradores:

gerador	1	2	3
H (seg)	23.64	6.4	3.01
D (pu/pu)	0.0	0.0	0.0
R_a (pu)	0.0	0.0	0.0
X_d (pu)	0.1460	0.8958	1.3125
X'_d (pu)	0.0608	0.1198	0.1813
X_q (pu)	0.0969	0.8645	1.2578
X'_q (pu)	—	0.1969	0.25
τ_{do} (seg)	8.96	6.0	5.89
τ_{qo} (seg)	—	0.535	0.6

- Dados dos RATs (válidos para todos os geradores):

modelo	K_a (pu)	T_a (seg)	K_f (pu)	T_f (seg)	K_e (pu)	T_e (seg)
DC1	20	0.2	0.063	0.35	1.0	0.314

s_e 0.75máx (pu)	s_e máx (pu)	V_r min (pu)	V_r máx (pu)
0.0	0.0	-10.0	10.0

APÊNDICE D

Descrição do Software AMET

O software AMET foi idealizado e implementado para validar a metodologia adotada no estudo da estabilidade de tensão via análise modal.

Utilizou-se a programação Orientada a Objeto em razão das vantagens apresentadas por esta, tais como a flexibilidade de programação e o oferecimento de recursos de modularidade. Neste sentido, adotou-se a linguagem C++ para implementação dado que esta oferece uma série de ferramentas, tais como criação de classes abstratas e hierarquicamente relacionadas, utilização de funções virtuais e polimorfismo, e encapsulamento de dados e métodos. Além dos conceitos de orientação para objetos, a linguagem C++ também apresenta a eficiência, a portabilidade e as facilidades proporcionadas pela utilização de bibliotecas de funções de C.

As classes criadas para a representação dos componentes de um sistema elétrico de potência são apresentadas a seguir. Da mesma forma são indicados os ponteiros através dos quais é efetuada a conexão dos objetos entre si.

```
class barra {                                // classe barra
    :
    carga *cargaptr;                         // ponteiro para carga
    gerador *geradorptr;                     // ponteiro para gerador
    :
};
```

```

class carga {
    :
    carga *proxcarga;
    :
};

class car_exp:public carga { ... };
class car_pol:public carga { ... };
:
class car_mans_pol:public carga { ... };

class gerador {
    :
    rat *ratptr;
    gerador *proxgerador;
    :
};

class ger_mod1:public gerador { ... };
class ger_mod2:public gerador { ... };
:
class ger_mod5:public gerador { ... };

class rat {
    :
};

class rat_dc1:public rat { ... };
class rat_st1:public rat { ... };
:
class rat_sim:public rat { ... };

```

// classe carga

// ponteiro para próxima carga

// classe específica, derivada de carga

// classe específica, derivada de carga

// classe específica, derivada de carga

// classe gerador

// ponteiro para RAT

// ponteiro para próximo gerador

// classe específica, derivada de gerador

// classe específica, derivada de gerador

// classe específica, derivada de gerador

// classe RAT

// classe específica, derivada de RAT

// classe específica, derivada de RAT

// classe específica, derivada de RAT

```

class elemento {                                     // classe elemento, englobando linhas de
    :                                                 //  transmissão e transformadores
};

```

```

class matriz {                                     // classe matriz
    :
    matriz *proxcelula;                             // ponteiro para próxima célula
    :                                                 //  da matriz
};

```

As classes base "barra" e "elemento" são agrupadas através do uso de vetores de ponteiros, de acordo com

```

barra **lista_bar;
elemento **lista_elem;

```

Para exemplificar a estrutura sugerida, toma-se um sistema reduzido de acordo com a figura C.1, composto por três barras, um gerador, um transformador, uma linha de transmissão e duas cargas.

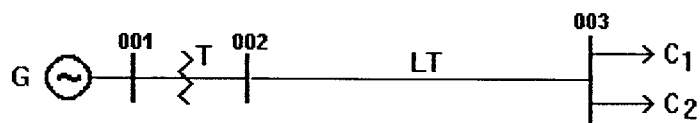


Figura C.1. Sistema reduzido para exemplificar a estrutura de classes sugerida.

A estrutura para este caso pode ser visualizada através da figura C.2.

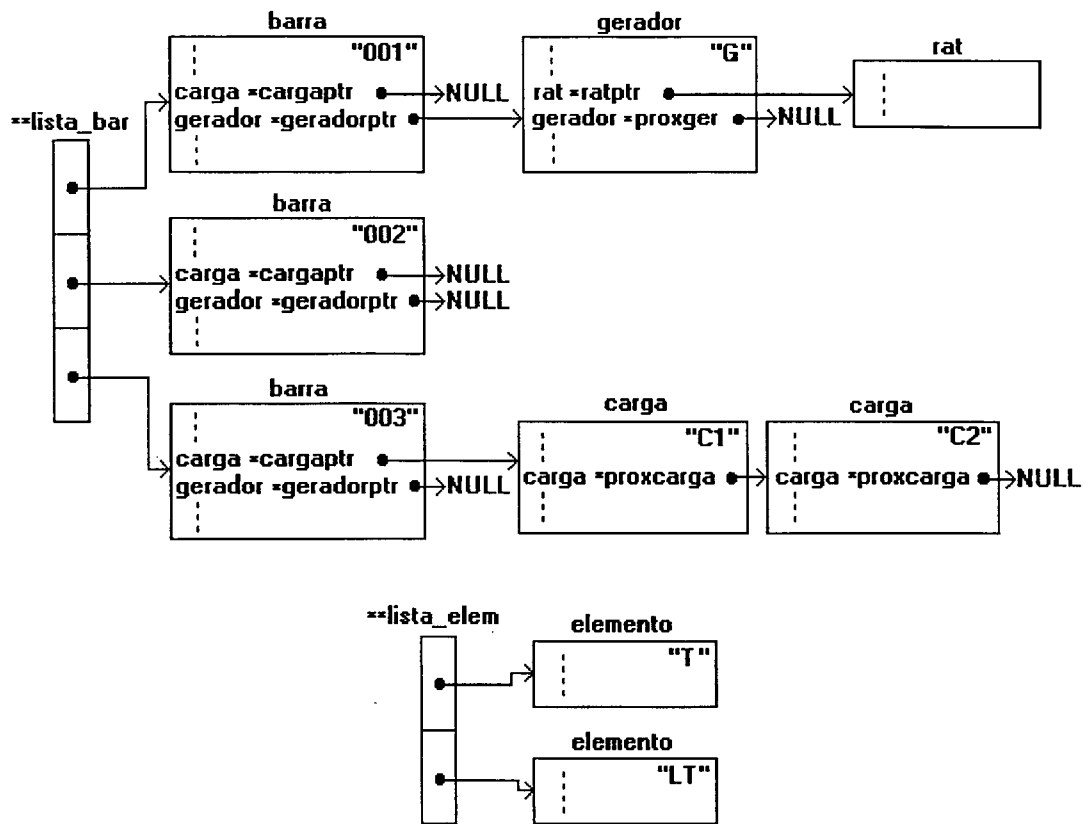


Figura C.2. Estrutura de classes obtida para o caso exemplo da figura C.1.

Com o objetivo de obtenção de maior flexibilidade do software, a criação de todos os objetos é realizada através da alocação dinâmica de memória. Desta forma, a dimensão máxima do sistema a ser simulado é função apenas da memória computacional disponível.

O número de cargas por barra é ilimitado, permitindo a representação de cargas compostas nas barras de interesse. Embora não exista aparentemente uma aplicação prática, o software também permite que mais de um gerador seja alocado na mesma barra.

A primeira versão do AMET permite que sejam criados os seguintes tipos de objetos:

- geradores: modelos 1,2,3,4 e 5 [34] [35];
- reguladores automáticos de tensão : modelos DC1, ST1 [33] e simplificado de 1ª ordem;

- cargas: modelos estáticos, polinomial e exponencial, e dinâmicos, motor de indução de 3ª e 5ª ordens[37], segundo Hill exponencial [43],segundo Mansour exponencial [45]e polinomial [51], e baseados em funções de transferência genéricas de 1ª, 2ª e 3ª ordens [44];
- linhas de transmissão: modelo " π ";
- transformadores: com ou sem variação de taps.

Apresenta-se a seguir o fluxograma simplificado do software.

- 1º Passo) Leitura de dados dos arquivos *.dad e *.sup.
- 2º Passo) Criação do arquivo *.car.
- 3º Passo) Cálculo do fluxo de potência com os dados dos arquivos *.dad e *.sup.
- 4º Passo) Cálculo das condições iniciais de cada componente do sistema.
- 5º Passo) Montagem da matriz Jacobiana não-reduzida.
- 6º Passo) Obtenção da matriz Jacobiana reduzida.
- 7º Passo) Cálculo de autovalores, autovetores e fatores de participação.
- 8º Passo) Escrita dos resultados em *.out.

O arquivo *.dad contém os principais dados necessários ao cálculo do fluxo de potência. O arquivo *.sup contém informações a respeito da dinâmica de todos os componentes do sistema, como geradores, RATs e cargas. Paralelamente à leitura dos dados efetua-se a alocação de memória para a criação dos objetos.

Para cada barra são escritas em *.car as informações do modelo estático e parâmetros da carga, úteis ao cálculo do fluxo de potência. Na situação de existência de cargas compostas, os dados do comportamento estático destas são relativos ao modelo agregado de carga.

Para o cálculo dos autovalores e autovetores foram utilizadas as bibliotecas matemáticas EISPACK, devidamente convertidas da linguagem FORTRAN para C++.

O maior problema encontrado na implementação do software refere-se à dificuldade de linkagem dos módulos criados em C++ com os existentes em FORTRAN, relativos ao cálculo de fluxo de potência.

O software encontra-se disponível para uso no LABSPOT (Laboratório de Sistemas de Potência), estando disponível em versões para microcomputadores compatíveis com IBM-PC 386 ou superiores.